

Simulation numérique de la chauffe par induction électromagnétique d'un disque en AISI 4340

par

Achraf SENHAJI

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE
LA MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE AÉROSPATIAL
M. Sc. A.

MONTREAL, LE 22 JUIN 2017

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

©Tous droits réservés, Achraf Senhaji, 2017

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Philippe BOCHER, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vincent DEMERS, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Ricardo ZEDNIK, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 17 MAI 2017

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je tiens à remercier mon directeur de recherche, monsieur Philippe Bocher, pour avoir cru en moi au départ pour ce travail, pour son soutien moral et financier, pour les conseils précieux qu'il m'a donnés et surtout pour cette passion pour la recherche qu'il m'a transmise. Qu'il reçoive toute ma reconnaissance et mon très grand respect. Cette maîtrise représente un long parcours et un rêve qui est en train de se réaliser.

Cette maîtrise représente un long parcours et un rêve qui est en train de se réaliser. Je ne l'aurais jamais atteint sans l'appui inconditionnel et sans équivoque de ma famille et surtout de ma chère et tendre mère.

Je remercie également les membres du personnel du département de génie mécanique de l'École de technologie supérieure de Montréal pour leur aide technique et administrative pour mener à bien mes recherches.

Enfin je voudrais remercier tous les étudiants chercheurs en génie mécanique qui m'ont apporté une aide précieuse tout au long de cette maîtrise et avec qui j'ai passé d'agréables moments.

SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA CHAUFFE PAR INDUCTION ÉLECTROMAGNÉTIQUE D'UN DISQUE EN AISI 4340

Achraf SENHAJI

RÉSUMÉ

Le durcissement par induction est un traitement thermique de surface, qui présente de nombreux avantages par rapport aux procédés thermochimiques, tels que des traitements de cémentation et de nitruration. Ce procédé offre une combinaison attrayante de rapidité, répétabilité et contrôle. Cependant, le couplage thermo-électromagnétique rend ce traitement difficile à maîtriser. Pour éviter des campagnes d'essais très coûteuses en temps et en argent, les industriels s'appuient de plus en plus sur la modélisation numérique pour prédire l'historique thermique et la microstructure finale de la pièce traitée.

L'objectif du présent mémoire est de développer un modèle numérique capable de prédire la distribution de température, durant la chauffe par induction d'un disque en acier AISI 4340. Dans un premier temps, un modèle 2D axisymétrique est mis en place à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis COMSOL multiphysique. Le modèle numérique prend en compte le couplage thermo-électromagnétique mis en jeu dans le procédé d'induction, ainsi que le comportement non-linéaire des propriétés du matériau en fonction de la température et du champ magnétique. Ensuite, une étude de sensibilité est effectuée, afin de quantifier l'effet de la variation des propriétés du matériau sur la température à la surface. Les résultats de cette étude montrent que la perméabilité magnétique relative est la propriété qui influence le plus les températures en surface et que la variation de cette propriété a un effet important sur la distribution de température dans la pièce traitée. Finalement, en ajustant les paramètres matériau, le modèle numérique développé a pu reproduire l'historique thermique de la pièce traitée avec une très bonne précision.

Mots-clés : induction, simulation, AISI4340, paramètres matériau, étude de sensibilité, validation expérimentale

NUMERICAL SIMULATION OF THE ELECTROMAGNETIC INDUCTION HEATING OF AN AISI 4340 DISC

Achraf SENHAJI

ABSTRACT

Induction hardening is a surface heat treatment, which has many advantages compared to thermo-chemical processes such as carbonization and nitriding. This process offers an attractive combination of speed, consistency and control. However, the thermo-electromagnetic coupling makes this heat treatment hard to master. To avoid very expensive and time consuming experimental tests, industrials rely on simulations to predict the thermal history and the final structural state of the heated part.

The objective of this master thesis is to develop a simulation model able to predict the temperature distribution during the induction heating of a steel AISI 4340 disc. First, a 2D axisymmetric model is set up using the multiphysic software COMSOL. The numerical model takes into consideration the thermo-electromagnetic coupling of the process as well as the non-linear behavior of material properties as function of temperature and magnetic field. Then, a sensitivity study is performed in order to quantify the effect of the material properties' variations on the temperature at the surface. Results show that the relative magnetic permeability is the material property that most significantly influences surface temperatures. Finally, by adjusting the material properties, the developed model was able to reproduce, with a good precision, the thermal history of the heated part.

Keywords: induction, simulation, AISI4340, material properties, sensitivity study, experimental validation

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTERATURE	5
1.1 Histoire de l'induction magnétique.....	5
1.2 Principe de l'induction magnétique	6
1.3 Effets électromagnétiques.....	7
1.3.1 Effet de peau	8
1.3.2 Effet de proximité	9
1.3.3 Effet de bord et de bout.....	11
1.4 Présentation du matériau étudié.....	12
1.5 Trempe par induction.....	14
1.6 État de l'art de la modélisation numérique	17
1.7 Présentation de la problématique et des objectifs de l'étude	18
CHAPITRE 2 SIMULATION NUMÉRIQUE.....	19
2.1 Phénomènes physiques dans l'induction	19
2.1.1 L'électromagnétisme dans l'induction.....	19
2.1.2 Transfert de chaleur	24
2.1.2.1 Transfert de chaleur par conduction	24
2.1.2.2 Transfert de chaleur par convection.....	25
2.1.2.3 Transfert de chaleur par rayonnement	26
2.1.3 Couplage électromagnétique-thermique	26
2.2 Propriétés de l'acier AISI 4340.....	28
2.2.1 Propriétés électromagnétiques	28
2.2.1.1 Conductivité électrique	28
2.2.1.2 Perméabilité magnétique relative.....	29
2.2.2 Propriétés thermiques.....	34
2.2.2.1 Conductivité thermique.....	34
2.2.2.2 Chaleur spécifique	35
2.2.2.3 Émissivité.....	35
2.3 Présentation du modèle numérique.....	36
2.3.1 Géométrie et paramètres de simulation.....	37
2.3.2 Calcul du coefficient de transfert par convection	39
2.3.3 Maillage et convergence du modèle	43
2.3.3.1 Convergence du modèle en termes de maillage.....	43
2.3.3.2 Convergence du modèle en termes de pas de temps.....	46
2.4 Premiers résultats	49
2.4.1 Distribution de température	49
2.4.2 Effet de la convection et du rayonnement sur la distribution de température	50

CHAPITRE 3	ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DES PROPRIÉTÉS DU MATÉRIAU	53
3.1	Introduction.....	53
3.2	Étude de l'effet de chaque propriété matériau sur la température	53
3.2.1	Présentation des facteurs et leurs niveaux de variation	54
3.2.1.1	Niveaux de variation de la perméabilité magnétique relative....	54
3.2.1.2	Niveaux de variation de la conductivité électrique.....	55
3.2.1.3	Niveaux de variation de la chaleur spécifique	56
3.2.1.4	Niveaux de variation de la conductivité thermique	57
3.2.2	Plan d'expérience et résultats.....	58
3.3	Discussion.....	62
CHAPITRE 4	VALIDATION EXPÉRIMENTALE DU MODÈLE NUMÉRIQUE	63
4.1	Présentation de la machine à induction.....	63
4.2	Modes de fonctionnement de la machine à induction.....	65
4.3	Procédure expérimentale de mesure de température	70
4.4	Résultats de la validation expérimentale.....	73
CONCLUSION	77
ANNEXE I	ARTICLE DE CONFÉRENCE : INTERNATIONAL CONFERENCE ON HEATING BY ELECTROMAGNETIC SOURCES PADOVA, ITALY, 2016.....	79
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		88

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Composition chimique de l'acier AISI 434012
Tableau 1.2	Températures de transformation14
Tableau 2.1	Propriétés physiques des différents matériaux.....37
Tableau 2.2	Résultats des calculs des coefficients d'échange par convection42
Tableau 2.3	Modèles utilisés pour l'étude de convergence du maillage44
Tableau 2.4	Modèles utilisés pour l'étude de convergence (Pas de temps)46
Tableau 3.1	Plan d'expérience pour l'étude de sensibilité.....59
Tableau 3.2	Contribution en pourcentage des paramètres sur Tb et Tm60
Tableau 4.1	Valeurs des Températures Ac ₁ et Ac ₃ ajustées76

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Schéma simplifié du dispositif expérimental utilisé par Farady5
Figure 1.2	Principe de l'induction7
Figure 1.3	Représentation de la profondeur de peau9
Figure 1.4	Distribution des courants induits dû à l'effet de proximité a) Courants sources circulant dans le même sens, b) Courants sources circulant dans des sens opposés Tirée de Rudnev et al. (2003)10
Figure 1.5	Représentation de l'effet de proximité10
Figure 1.6	Lignes de champs et distribution des puissances le long d'un cylindre plongé dans un champ magnétique crée par un inducteur solénoïde11
Figure 1.7	Diagramme des phases Fer-Carbone13
Figure 1.8	Profil de dureté typique d'un disque trempé par induction16
Figure 1.9	Contraintes résiduelles induites après une trempe par induction Tirée de Markegard (2002)16
Figure 2.1	Équation de l'électromagnétisme utilisé dans COMSOL24
Figure 2.2	Schéma du couplage fort utilisé dans COMSOL27
Figure 2.3	Conductivité électrique de l'acier AISI 414029
Figure 2.4	Évolution de COEF(T) pour différentes valeurs de C31
Figure 2.5	Évolution de μ_{r0} en fonction de la température32
Figure 2.6	Conductivité thermique en fonction de la température34
Figure 2.7	Chaleur spécifique en fonction de la température35
Figure 2.8	Géométrie du modèle 2D axisymétrique38
Figure 2.9	Vue 3D de la géométrie38
Figure 2.10	Points de mesure pour l'étude de convergence43
Figure 2.11	J en fonction des modèles (Pièce)44

Figure 2.12	T en fonction des modèles (Pièce).....	45
Figure 2.13	J en fonction des modèles (Inducteur)	45
Figure 2.14	Maillage retenu pour le modèle 2D axisymétrique.....	46
Figure 2.15	J en fonction des modèles (Pièce).....	47
Figure 2.16	T en fonction des modèles (Pièce).....	48
Figure 2.17	J en fonction des modèles (Inducteur)	48
Figure 2.18	Distribution de la température à la fin de la chauffe.....	50
Figure 2.19	Profils de température à la surface supérieure	50
Figure 3.1	Points de mesure des températures T_b et T_m	54
Figure 3.2	Niveaux de variation de la perméabilité magnétique relative.....	55
Figure 3.3	Niveaux de variation de la conductivité électrique.....	56
Figure 3.4	Niveaux de variation de la chaleur spécifique	57
Figure 3.5	Niveaux de variation de la conductivité thermique	58
Figure 3.6	Effets moyens des facteurs sur T_b	61
Figure 3.7	Effets moyens des facteurs sur T_m	61
Figure 4.1	Photos des quatre organes de la machine de chauffage par induction.....	64
Figure 4.2	Photo du montage disque + inducteur.....	65
Figure 4.3	Schéma du couplage COMSOL-MATLAB.....	66
Figure 4.4	Puissances simulées en mode «AC current» et «DC power»	68
Figure 4.5	Puissances mesurées en mode «AC current» et «DC power» Tirée de Blut (201, p.37).....	68
Figure 4.6	Distribution de la température sur la surface de la pièce pour les modes «AC current» et «DC power».....	69
Figure 4.7	Photo d'un cylindre recouvert de laques thermosensibles Tirée de Blut (2010, p.114).....	70
Figure 4.8	Montage expérimental adaptée de Larregain et al. (2013, p.3)	71

Figure 4.9	Schéma des étapes de traitement d'images Adaptée de Larregain et al. (2015, p.4)	72
Figure 4.10	Évolution des isothermes simulées (mode AC current) et celles mesurées (mode DC power).....	73
Figure 4.11	Évolution des isothermes simulées (mode DC power) et celles mesurées (mode DC power).....	74
Figure 4.12	Évolution de la chaleur spécifique ajustée.....	75
Figure 4.13	Évolution la conductivité thermique ajustée.....	75

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AC	Alternative current
AISI	American iron and steel Institue
DC	Direct current
ÉTS	École de technologie supérieure
φ_{emi}	Énergie radiative émise
$\varphi_{emi,CN}$	Énergie radiative émise par un corps noir
HF	Haute fréquence
$J_{Lorentz}$	Densité de courant induit par la force de Lorentz
$J_{Maxwell}$	Densité de courant de déplacement de Maxwell
LOPFA	Laboratoire d'optimisation des procédés de fabrication avancés
MF	Moyenne fréquence
MO	Matrices orthogonales
Nu	Nombre de Nusselt
Pr	Nombre de Prandtl
q_{cond}	Flux de chaleur transmise par conduction
q_{conv}	Flux de chaleur transmise par convection
q_{rad}	Flux de chaleur transmise par rayonnement
Re	Nombre de Reynolds
RTM	Real time monitoring
UMFPACK	Unsymmetric multifrontal sparse LU factorization package

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$^{\circ}\text{C}$	Degré Celsius
A	Ampère
A	Potentiel magnétique
Ac_1	Température de début de transformation
Ac_3	Température de fin d'austénisation
α	Ferrite
B	Flux magnétique
C	Carbone
C_p	Chaleur spécifique
Cr	Chrome
C_s	Coefficient de transfert de chaleur par rayonnement
δ	Profondeur de pénétration
D	Champs de déplacement électrique
ε	Permittivité diélectrique
E	Champs électrique
ε_r	Permittivité diélectrique relative
φ	Phase
f	Fréquence
F	Faraday
Fe	Fer
Fe_3C	Cémentite
γ	Austénite

h	Coefficient de transfert par convection
H	Henry
H	Champs magnétique
Hz	Hertz
I_0	Intensité du courant initiale
j	Nombre complexe tel que $j^2 = -1$
J	Joule
J	Densité de courant de conduction
J_{s0}	Aimantation de saturation à température ambiante
k	Conductivité thermique
K	Degré Kelvin
kg	Kilogramme
kHz	Kilohertz
kW	kilowatt
kW	Co
m	Mètre
Mn	Manganèse
Mo	Molybdène
μ	Perméabilité magnétique
μ_0	Perméabilité magnétique du vide
μ_r	Perméabilité magnétique relative
μm	Micromètre
ω	Pulsation

Ω	Vitesse de rotation
rad	Radian
σ	Conductivité électrique
S	Soufre
Si	Silicium
t	Temps
t_c	Temps de chauffe
T	Température
T_c	Température de Curie
V	Volt
W	Watt
Wb	Webber
\oint	Intégrale curviligne sur un contour fermé
\iint	Intégrale surfacique
$\frac{\partial}{\partial t}$	Dérivée partielle par rapport au temps
Σ	Somme algébrique
$\nabla \times$	Rotationnelle
$\nabla \cdot$	Divergence

INTRODUCTION

Les traitements thermiques dans la masse ont pour objectif d'améliorer les propriétés mécaniques des aciers mais ils entraînent aussi la diminution de leur ténacité. Or, pour de nombreuses utilisations, telles que les arbres à cames dans l'industrie automobile ou les engrenages dans l'aéronautique, ce sont surtout les propriétés des surfaces qui sont importantes (dureté superficielle et résistances à l'usure, par exemple). Dans ces cas, il est donc préférable de ne traiter que la surface de la pièce, afin que son cœur, de résistance moyenne, conserve une bonne ténacité.

Les traitements thermiques superficiels des pièces en acier sont destinés à améliorer leur résistance à la fatigue et à l'usure en durcissant les zones critiques superficielles par des apports thermiques suffisamment brefs et localisés pour confiner les effets structuraux. Les cycles thermiques associés visent soit un chauffage rapide localisé d'austénitisation en phase solide suivi de trempe naturelle ou forcée, soit une refusion superficielle suivie du refroidissement permettant l'évolution structurale désirée.

Parmi les procédés industriels de traitement thermique couramment en usage, on peut citer les traitements thermochimiques et les traitements par induction électromagnétique. Les traitements thermochimiques consistent à chauffer la pièce à traiter à une température proche de la température de début d'austénitisation, puis à diffuser sur une profondeur bien spécifique, appelée profondeur cémentée, des atomes non-métalliques telles que le carbone (cémentation) ou l'azote (nitruration), ou des atomes métalliques telles que le chrome (chromisation). Pour sa part, Le traitement par induction électromagnétique consiste à chauffer localement une composante mécanique, sous l'effet Joule provoqué par les courants induits, créés eux-mêmes par un champ magnétique.

Le traitement par induction présente plusieurs avantages par rapport aux traitements thermochimiques, à savoir un temps de traitement très court (quelques minutes ou même quelques secondes), l'absence de distorsion majeure des pièces, une intégration facile dans

des cellules de fabrication automatisée grâce à sa souplesse, et il ne nécessite pas l'utilisation de gaz à effet de serre ou de produits toxiques pour l'environnement, contrairement aux procédés thermochimiques. Ces avantages associés à une très bonne répétabilité, font de l'induction électromagnétique un procédé qui répond parfaitement aux exigences des entreprises aéronautiques, visant à produire des avions consommant moins et fabriqués à partir de procédés verts.

Malgré tous ses avantages, L'induction électromagnétique reste complexe et difficile à maîtriser à cause de sa nature multiphysique. La complexité des interactions entre les phénomènes électromagnétiques, thermiques, métallurgiques mécaniques, et les différents paramètres machine rend très difficile la quantification des grandeurs physiques impliquées. Ce qui complique l'optimisation de ce procédé. Actuellement, les industriels se basent sur des approches analytiques et expérimentales pour développer des composantes mécaniques afin de confirmer que le procédé de traitement thermique par induction est capable de produire des pièces aussi performantes que celles développées par les procédés thermochimiques déjà en place. Ces approches sont très coûteuses et requièrent un temps de développement très important.

Pour éviter les longues compagnes d'essais coûteuses et non fructueuses, l'industrie aéronautique se base de plus en plus sur la simulation numérique pour prédire l'état structural final des composantes traitées par induction. La simulation permet une meilleure compréhension des interactions entre les différents phénomènes physiques mis en jeu.

Ce mémoire a pour objectif de mettre en place un modèle de simulation numérique afin de prédire la distribution de température dans un disque en Acier AISI 4340 traité par induction. La modélisation numérique est faite sur le logiciel multiphysique COMSOL. Le modèle numérique prend en compte le couplage électromagnétique-thermique des phénomènes mis en jeu, ainsi que la dépendance des propriétés matériau en fonction de la température et du champ magnétique.

Le présent rapport est composé de quatre chapitres, articulés comme suit :

Le premier chapitre est consacré à la revue de la littérature, en détaillant l'origine et le principe du traitement thermique par induction. Ce chapitre présente aussi les principaux effets électromagnétiques présents dans le procédé d'induction, le matériau étudié ainsi que la problématique et les objectifs de cette étude.

Le deuxième chapitre présente toutes les équations qui régissent le procédé de traitement par induction, et les propriétés électromagnétiques et thermiques de l'acier 4340. À la fin de ce chapitre, les premiers résultats du modèle numérique sont présentés et analysés.

Dans le chapitre trois, une étude de sensibilité des propriétés matériau est faite, afin de quantifier leurs effets sur la distribution de température à la surface de la pièce traitée par induction. Cette étude a permis de dégager les propriétés qui affectent le plus la distribution de température, et celles qui ont un effet négligeable.

Enfin, le quatrième chapitre est consacré à la validation expérimentale. Dans un premier, la machine à induction sur laquelle sont effectués les tests expérimentaux est présentée, ainsi que ses différents de fonctionnement. Ensuite, une comparaison entre les résultats de la simulation numérique et des tests expérimentaux est faite, afin d'évaluer la précision du modèle numérique développé.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTERATURE

1.1 Histoire de l'induction magnétique

Les bases de l'induction électromagnétique ont été découvertes en 1831 par le physicien anglais Michael Faraday. Dans son laboratoire, il découvre, en utilisant le dispositif expérimental présenté dans la figure 1.1, que lorsque l'interrupteur liant la batterie à la première bobine était fermé, un courant momentané pouvait être mesuré par le galvanomètre placé en série avec la deuxième bobine. Si l'interrupteur restait fermé, aucun courant n'était détecté dans la deuxième bobine. Quand il ouvrait l'interrupteur, un courant momentané était à nouveau détecté mais dans la direction opposée à celle du courant mesuré quand l'interrupteur était fermé

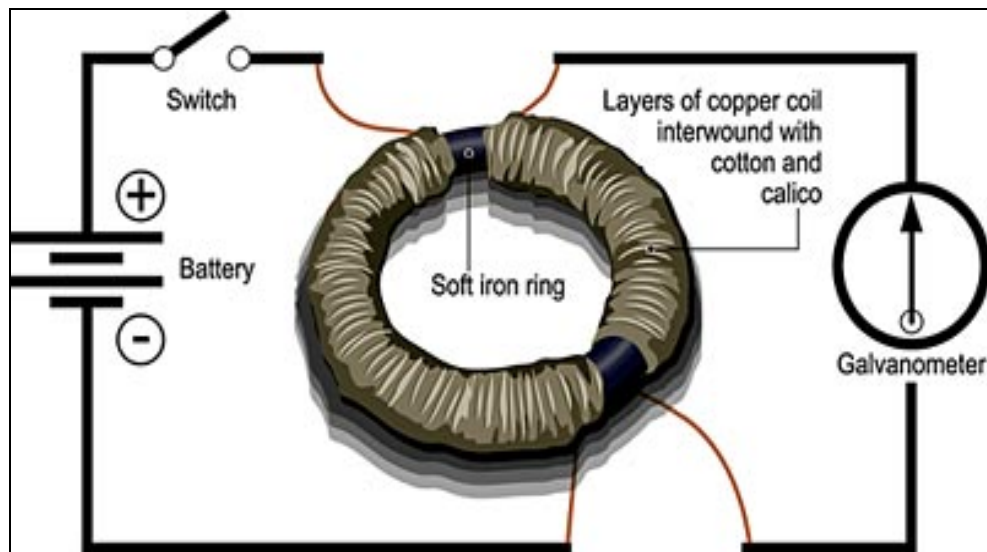


Figure 1.1 Schéma simplifié du dispositif expérimental utilisé par Faraday
Tirée de Gleason (2012)

Faraday conclut à partir de cela qu'un courant électrique peut être produit par un champ magnétique qui varie dans le temps. Comme il n'y avait pas de connexion physique entre les

deux bobines, le courant dans la deuxième bobine a été dit produit par une différence de potentiel qui a été «induite» à partir de la première bobine. La loi de Faraday dit que «la force électromotrice induite dans un bobinage fermé placé dans un champ magnétique est directement proportionnelle à la variation au cours du temps du flux du champ magnétique qui entre dans le circuit».

Quelques années plus tard, Le physicien allemand Heinrich Lenz formule la loi de Lenz qui dit que «la polarité de la tension induite est telle que si le courant peut circuler, il génère un flux magnétique qui tend à s'opposer à la variation du flux magnétique inducteur».

Au cours des décennies qui ont suivi la découverte de l'induction électromagnétique, ses effets ont été utilisés pour développer des transformateurs dans le but de changer le niveau de tension d'un circuit à un autre pour assurer une transmission efficace de l'électricité. Le noyau de ces transformateurs était constitué de piles d'acier laminées afin de réduire le chauffage qui s'y produisait. Vers la fin du 19^{ème} siècle, On commença à faire l'exact opposé en utilisant l'induction pour fondre des pièces en métal.

Au début du 20^{ème} siècle, l'induction a commencé à être utilisée pour chauffer des fours, mais était limitée par la puissance des générateurs. Sa première utilisation pour le durcissement d'acier date des années 30. Ce n'est que plus tard, dans les années 60, avec l'avancée technique d'après-guerre et le grossissement des générateurs de puissance que ce procédé s'est très largement répandu dans l'industrie afin de braser, traiter thermiquement, ou simplement chauffer des métaux (Rudnev et al., 2003).

1.2 Principe de l'induction magnétique

Le chauffage par induction est une application directe de deux lois physiques, la loi de Lenz et l'effet Joule. Tout matériau conducteur électrique placé à l'intérieur d'un inducteur est le siège de courants électriques induits appelés «courant de Foucault». Ces courants dissipent de la chaleur par effet Joule dans le matériau où ils ont pris naissance.

En effet, un inducteur parcouru par un courant alternatif génère un champ magnétique variant à la même fréquence dans l'espace environnant. La pièce à traiter, placée à l'intérieur de l'inducteur, est alors pénétrée par ce champ magnétique à une profondeur qui dépend de la fréquence et des propriétés magnétiques de la pièce. Les parties de la pièce traversées par ce champ sont alors le siège de courants induits. La direction et le sens de ces courants induit obéissent à la loi de Lenz qui dit que les courants induits s'opposent à la cause qui leur a données naissance (à savoir le courant parcourant l'inducteur). Ainsi, et comme illustré dans la figure 1.2, les courants induits ont la même direction que le courant de l'inducteur, mais de sens opposé. La pièce est alors chauffée par effet Joule.

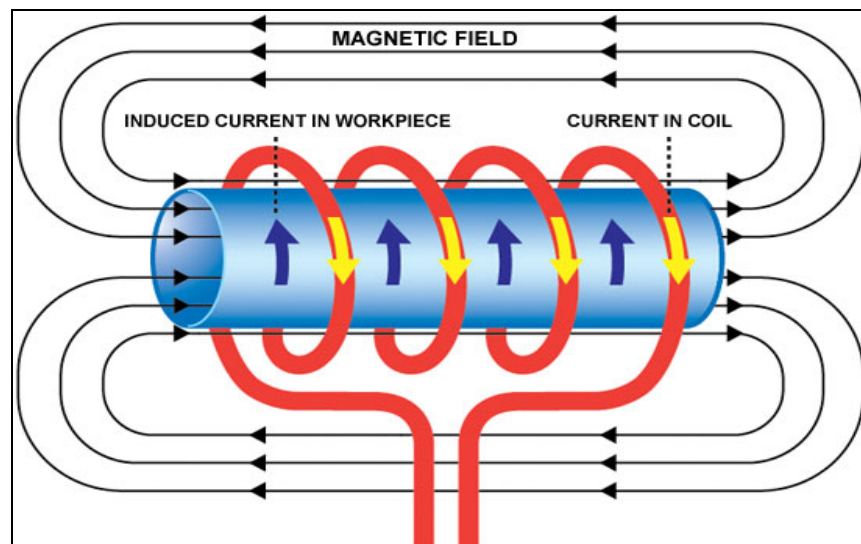


Figure 1.2 Principe de l'induction
Tirée de Petrilt (2015)

1.3 Effets électromagnétiques

Avant de détailler les différentes équations qui régissent l'induction électromagnétique, il est important de rappeler quelques effets qui ont un impact sur le comportement du procédé de traitement thermique par induction et qui expliquent un peu la distribution finale de température dans une pièce traitée par induction.

1.3.1 Effet de peau

L'effet de peau ou effet pelliculaire (ou plus rarement effet Kelvin) est un phénomène électromagnétique qui fait que, à fréquence élevée, le courant a tendance à ne circuler qu'en surface des conducteurs. Ce phénomène d'origine électromagnétique existe pour tous les conducteurs parcourus par des courants alternatifs. Il provoque la décroissance de la densité de courant à mesure que l'on s'éloigne de la périphérie du conducteur. Il en résulte une augmentation de la résistance du conducteur. Cela signifie que le courant ne circule pas uniformément dans toute la section du conducteur. Tout se passe comme si la section utile du conducteur était plus petite. La résistance augmente, ce qui conduit alors à des pertes par effet Joule plus importantes.

L'effet de peau est caractérisé par la profondeur de pénétration (δ), appelée profondeur de peau. Cette profondeur est définie comme étant la région où se concentre 63% de la densité des courants induits et 86% de la puissance électromagnétique transmise à la pièce traitée (figure 1.3). Pour un matériau idéal (variables physiques constantes en fonction de la température), La répartition de courant est donnée par (Lamb, 1883) :

$$I(x) = I_{surface} \cdot e^{\left(\frac{-x}{\delta}\right)} \quad (1.1)$$

avec

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \sigma \mu}} \quad (1.2)$$

où f est la fréquence du courant (Hz), σ est la conductivité électrique du matériau (S/m) et μ est la perméabilité magnétique du matériau (H/m).

Pour $x = \delta$, on obtient :

$$I(\delta) = I_{surface} \cdot e^{-1} = 0.368 I_{surface} \quad (1.3)$$

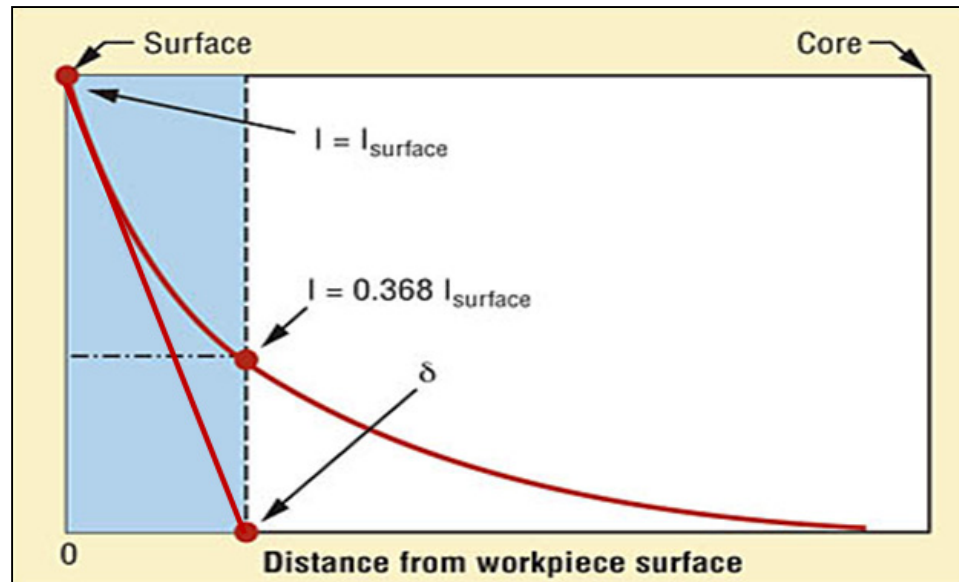


Figure 1.3 Représentation de la profondeur de peau
Tirée de Rudnev et al. (2003)

1.3.2 Effet de proximité

L'effet de proximité est un effet de surface qui consiste à redistribuer la densité du courant dans certaines régions de la pièce traitée. Les systèmes d'induction se composent de deux conducteurs. L'un de ces conducteurs est un inducteur qui porte le courant source et l'autre est la pièce à traiter située près de l'inducteur. Comme on l'a vu au paragraphe 1.2, d'après la loi de Lenz, les courants induits ont un sens opposé à celui des courants sources de l'inducteur. Cela implique que les courants se concentrent sur les surfaces se faisant face (figure 1.4 b). En effet, lorsque les courants circulent dans des sens opposés, les lignes de champs magnétiques créés par chacun des deux conducteurs ont le même sens dans la région entre les deux conducteurs ce qui se traduit par une très forte intensité du champ magnétique dans cette région là. La figure 1.5 montre comment l'effet de proximité peut créer des concentrations de courant différentes à la surface de la pièce selon la distance inducteur-pièce. Dans le cas d'un montage asymétrique, les courants induits ont une densité plus importante à la surface dans la région où la distance pièce-inducteur est petite (bon couplage). Il en résulte une profondeur de pénétration et une chauffe plus importante, alors que dans la région où la distance pièce-inducteur est grande (mauvais couplage), la

concentration des courants induits est plus faible ce qui implique une chauffe et une profondeur de pénétration plus faibles. Pour obtenir une chauffe homogène de la surface de la pièce, cette dernière est souvent mise en rotation durant le processus d'induction.

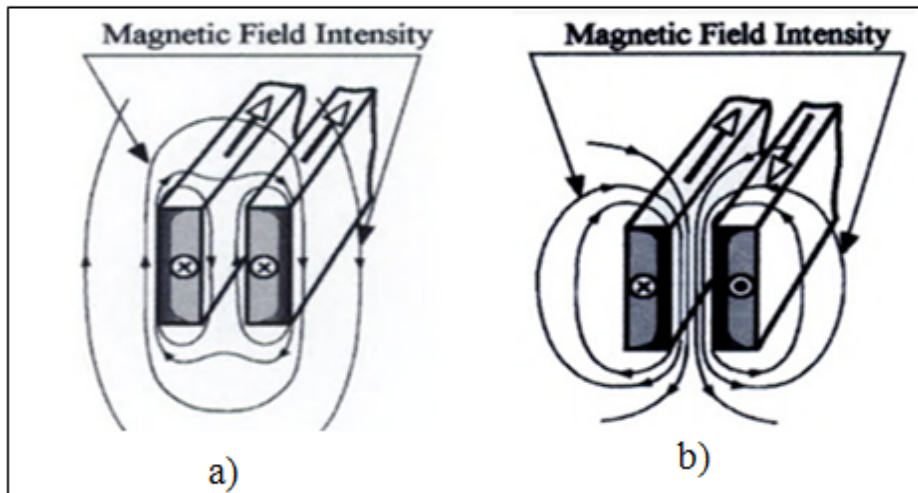


Figure 1.4 Distribution des courants induits dû à l'effet de proximité
 a) Courants sources circulant dans le même sens, b) Courants sources circulant dans des sens opposés
 Tirée de Rudnev et al. (2003)

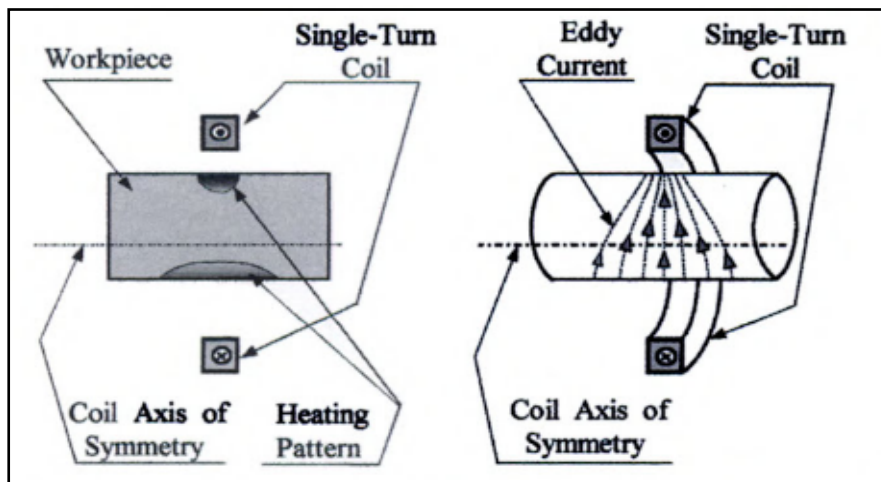


Figure 1.5 Représentation de l'effet de proximité
 Tirée de Rudnev et al. (2003)

1.3.3 Effet de bord et de bout

L'effet de peau engendre un gradient de température important entre la surface et le cœur de la pièce. Mais un autre effet électromagnétique génère également des gradients de températures en surface au niveau des bords et des changements géométriques aigus. En effet, comme on peut le voir sur la figure 1.6, Une pièce conductrice, plongée dans un champ homogène (comme à l'intérieur d'un inducteur solénoïde infiniment long) induit une concentration du champ électromagnétique ; ces distorsions de champ, augmentent les distributions de densité de courant induit et de puissances générant l'effet de bord (zone a). L'écartement des lignes de champ aux deux extrémités de l'inducteur (zone b) produit un effet inverse appelé effet de bout.

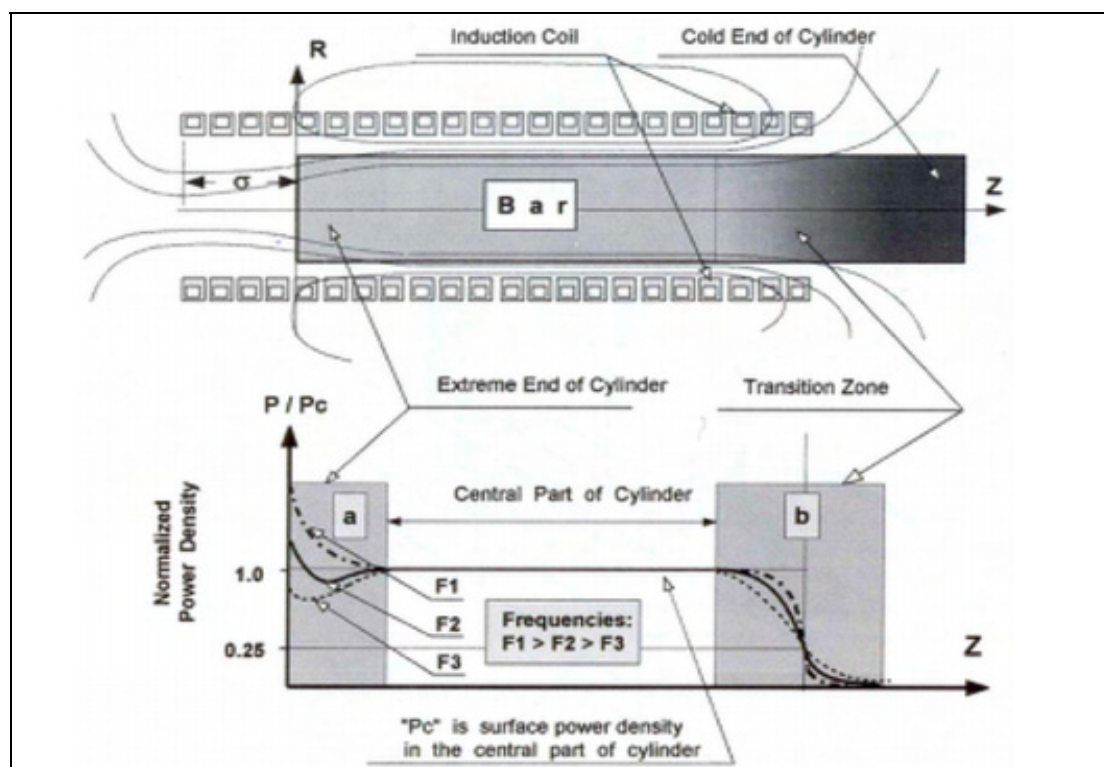


Figure 1.6 Lignes de champs et distribution des puissances le long d'un cylindre plongé dans un champ magnétique crée par un inducteur solénoïde
Tirée de Rudnev et al. (2003)

1.4 Présentation du matériau étudié

Le matériau étudié est l'acier AISI 4340 (AISI désigne American Iron and Steel Institute), Il s'agit un acier, avec des ajouts de Chrome, Nickel et Molybdène, connu pour sa trempabilité, sa dureté et sa bonne résistance à la fatigue. L'acier 4340 peut être traité thermiquement pour atteindre des niveaux de dureté élevés tout en conservant une bonne ténacité. Sa composition chimique est présentée dans le tableau suivant :

Tableau 1.1 Composition chimique de l'acier AISI 4340
Tiré de SAE International (2007)

Composition des éléments (% massique)								
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Fe
0,38-0,43	0,60-0,80	0,15-0,30	0,035	0,04	0,70-0,90	1,65-2,00	0,20-0,30	bal.

La microstructure stable d'un alliage peut se présenter sous plusieurs phases différentes selon la quantité de Carbone dans le fer, et selon la température. Le diagramme de la figure 1.6 présente ces différentes phases. La teneur en Carbone de l'AISI 4340 est d'environ 0,4%, on peut alors distinguer trois phases :

- Pour une température inférieure à la température de début d'austénisation (Ac_1), la phase est composée de ferrite α et de cémentite Fe_3C .
- Pour une température comprise entre les températures de début et de fin d'austénisation (Ac_1 et Ac_3 respectivement), la phase est composée de ferrite α et d'austénite γ .

- Pour une température supérieure à A_{c3} , la phase est composée d'austénite γ .

Dans le cas de la présente étude les disques en acier 4340 traités ont déjà subi une trempe et un revenu au four. Durant la trempe au four, le matériau est chauffé à une température supérieure à la température de fin de transformation austénitique puis il est maintenu à cette température suffisamment longtemps pour assurer la transformation complète de la ferrite α et de la cémentite Fe_3C en austénite γ . Le matériau est ensuite refroidi rapidement afin de transformer l'austénite γ en martensite α' . Cette martensite subit ensuite un revenu au four afin d'adoucir les effets de la trempe. On obtient finalement une martensite dite trempée-revenue.

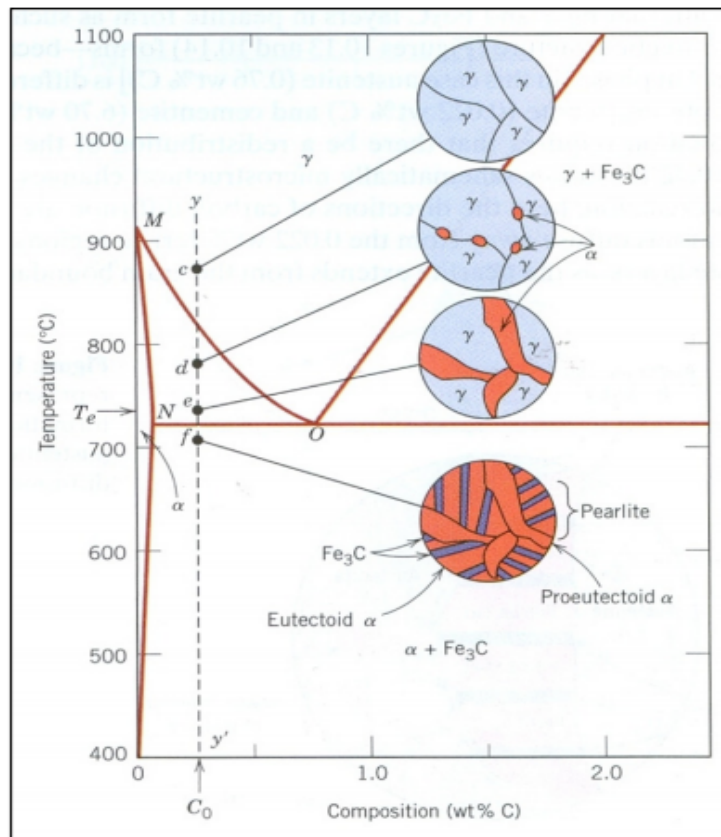


Figure 1.7 Diagramme des phases Fer-Carbone
Pour un alliage hypoeutectoïque
Tirée de Callister et Rethwisch (2008, p. 386)

Les températures de début et de fin d'austénisation Ac_1 et Ac_3 peuvent être calculées pour l'acier 4340 à partir des formules empiriques de Andrews, ces formules sont valables pour des aciers faiblement alliés et contenant moins de 0,6% de carbone (Andrews, 1965). Elles sont données ci-après en fonction de la teneur massique en éléments d'alliages.

$$Ac_1(^{\circ}C) = 723 - 10.7Mn - 16.9Ni + 29.1Si + 16.9Cr + 6.38W + 290As \quad (1.4)$$

$$Ac_3(^{\circ}C) = 912 - 203\sqrt{C} - 15.2Ni + 44.7Si + 104V + 31.5Mo + 13W \quad (1.5)$$

Les résultats des calculs sont présentés dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2 Températures de transformation

Température de transformation	Valeur théorique ($^{\circ}C$)
Ac_1	692 - 705
Ac_3	755 - 773

Les formules d'Andrews ne prennent pas en compte les chauffes très rapides. En effet, ces formules sont valables pour des chauffes dans des conditions d'équilibre thermodynamique, c'est-à-dire des chauffes assez lentes ce qui n'est pas le cas de la chauffe étudiée (vitesse de chauffe supérieure à $2000^{\circ}C/s$). Plus la vitesse de chauffe est élevée plus les températures de transformation Ac_1 et Ac_3 augmentent (Orlich, Rose et Wiest, 1973). Connaître les vraies valeurs de ces températures est important pour la modélisation numérique car, comme on va le voir plus tard, les propriétés de l'acier dépendent de ces températures de transformation.

1.5 Trempe par induction

La trempe superficielle par induction est un processus de durcissement qui a pour but d'améliorer la résistance à l'usure, la dureté de surface et la résistance à la fatigue de la pièce

traitée grâce à la création d'une couche de surface durcie, sans affecter la microstructure du cœur.

Le processus de la trempe par induction consiste à faire chauffer une pièce jusqu'à une température supérieure à la plage de transformation austénitique du matériau afin d'avoir une structure martensitique à la surface après trempe. La trempe est souvent suivie d'un traitement de revenu qui permet d'adoucir les effets de la trempe en produisant la martensite dite revenue.

Pour le durcissement par induction, l'acier utilisé doit posséder une bonne trempabilité (aptitude d'un alliage à bénéficier des effets de la trempe). En effet, cela nécessite un matériau ayant une martensite d'une grande dureté, même lorsqu'elle est formée à partir d'une vitesse de refroidissement faible.

La figure 1.7 représente le profil de dureté typique d'une dent d'engrenage trempée par induction. Ce profil peut être décomposé en quatre zones distinctes. La première (Z1), dite zone durcie, est caractérisée par une dureté maximale, elle est composée uniquement de martensite fraîche. Toute cette zone a été chauffée à une température qui dépasse la température de fin d'austénisation du matériau. La profondeur de cette zone peut être contrôlée par la fréquence du traitement d'induction. La deuxième zone (Z2) représente la zone de chute de dureté, sa température a dépassé la température de début d'austénisation sans atteindre la température d'austénisation complète. La profondeur de cette zone dépend du gradient de température de la pièce avant le refroidissement de la trempe, plus le gradient est élevée plus la zone est petite. La troisième zone (Z3), appelée zone de sur-revenu (car la martensite initialement trempée-revenue qui forme le matériau a subi un nouveau revenu), est caractérisée par une remontée de dureté jusqu'à atteindre la valeur de dureté initiale. La quatrième et dernière zone (Z4) correspond au cœur de la dent qui n'a pas été affecté thermiquement par le traitement superficiel par induction, sa dureté n'a pas changé.

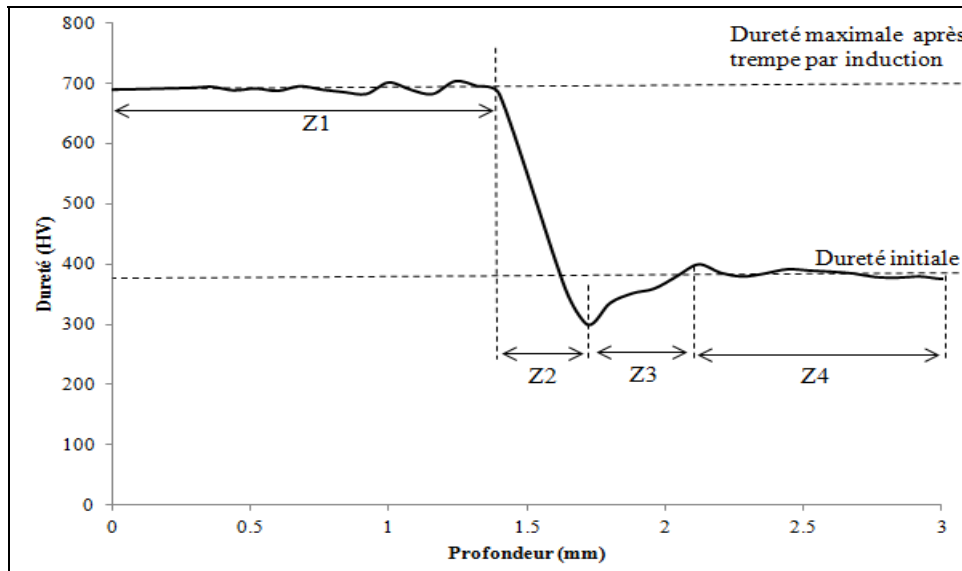


Figure 1.8 Profil de dureté typique d'un disque trempé par induction

En plus d'augmenter la dureté de l'acier, des contraintes résiduelles de compression et de tension sont induites dans la pièce à cause des forts gradients thermiques et la dilatation volumique due aux changements d'état de la structure cristalline pendant la chauffe et la trempe par induction. La Figure 1.7 illustre le profil de contraintes résiduelles observée classiquement dans une pièce traitée par induction.

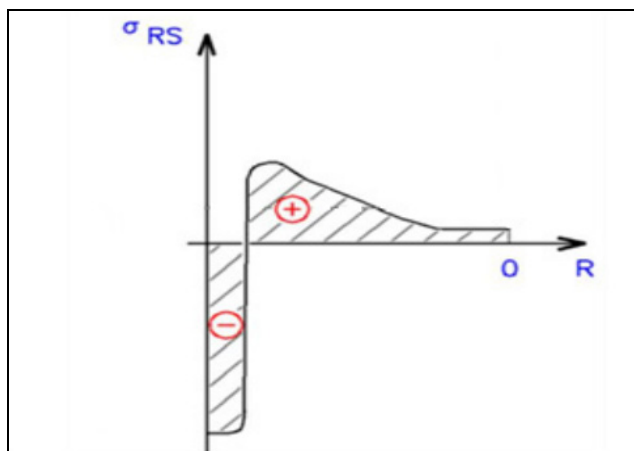


Figure 1.9 Contraintes résiduelles induites après une trempe par induction
Tirée de Marcegari (2002)

Les applications concernées par la trempe par induction sont principalement les pièces symétriques, les engrenages, les arbres, les axes, les bossages de came, les emboutissages et les broches.

1.6 État de l'art de la modélisation numérique

Le procédé de traitement par induction est régi par plusieurs phénomènes physiques à savoir, l'électromagnétisme, le transfert de chaleur et la mécanique du solide. Les industriels utilisant ce procédé, s'approchent du résultat escompté de manière empirique, en utilisant leur expérience et le passage obligatoire par de nombreux essais réels. Néanmoins, cette méthode d'opérer est coûteuse en temps, en moyens humains et matériels. Souvent les essais nécessitent même l'arrêt de la chaîne de production et engendrent donc des pertes importantes pour l'entreprise. D'autre part, même si les bases physiques du procédé sont relativement connues, il est difficile de déterminer leurs effets pour des géométries de pièces ou d'inducteurs complexes.

La modélisation du procédé est un outil indispensable aujourd'hui pour atteindre des objectifs précis en termes de répartitions de température et de courants, tant spatiales que temporelles. Elle apporte également une bonne compréhension des phénomènes physiques et de leurs interactions ; le but étant de déterminer la fréquence, la puissance électrique ou la géométrie de l'inducteur optimales pour avoir la meilleure performance finale de la pièce possible. La modélisation de ces procédés de chauffage et de traitements de surface est complexe à mettre en œuvre, de par la nature multi-physique du procédé. Les études portées sur le sujet d'un point de vue numérique sont nombreuses. Des logiciels commerciaux de simulation du procédé existent. Flux 2D, commercialisé par Cedrat utilise une méthode éléments finis pour l'analyse des phénomènes thermiques et électromagnétiques. Calcomag commercialisé par Calcom s'appuie sur des méthodes mixtes éléments finis- éléments frontières avec une résolution thermique sur la pièce uniquement. Le groupe EDF a également développé un logiciel de calcul électromagnétique Trifou, basé sur également sur un couplage éléments finis / méthodes intégrales. FEMLAB propose un ensemble de solveurs

d'équations aux dérivées partielles par une méthode éléments finis, pouvant simuler les aspects électromagnétiques et thermiques et leur couplage. Enfin le logiciel multiphysique COMSOL propose, à travers son module AC/DC, un couplage électromagnétique afin de modéliser les traitements de surface par induction.

1.7 Problématique et objectifs de l'étude

Comme on l'a cité précédemment, l'induction électromagnétique est un procédé très complexe faisant intervenir plusieurs domaines de la physique (électromagnétisme, transfert de chaleur, mécanique, etc.). Cette nature multiphysique combinée à des vitesses de chauffe très grandes (supérieure à 2000°C/s pour cette étude) rendent très difficile l'obtention de pièce avec les propriétés mécaniques désirées. Maîtriser et prédire la distribution de température au sein d'une pièce traitée par induction est donc crucial si on veut optimiser ce procédé. L'objectif principal de la présente étude est de développer un modèle numérique de la chauffe par induction à l'aide du logiciel COMSOL. Ce modèle a pour but de simuler la chauffe par induction d'un disque en acier 4340 et de prédire l'évolution de la température au cours de la chauffe. Le modèle doit aussi prendre en compte la nature multiphysique du procédé, ainsi que le comportement non linéaire des propriétés matériau en fonction de la température et du champ magnétique. La chauffe étant très rapide, temps de chauffe = 0.5 s, Les données matériau présentes dans la littérature ne peuvent représenter le comportement de l'acier 4340 durant une chauffe aussi rapide. C'est pour cela qu'il faut étudier l'effet de la variation des propriétés matériau sur la distribution de température et dégager ainsi celles qui doivent être calibrées. Finalement, en se basant sur des mesures de températures faites sur un disque chauffé par induction, des propriétés matériau vont être ajustées afin de reproduire l'historique thermique mesuré.

CHAPITRE 2

SIMULATION NUMÉRIQUE

La simulation numérique représente un outil puissant permettant de mieux comprendre le comportement global du procédé de traitement thermique par induction, et de quantifier l'effet des paramètres de traitement sur la distribution de température dans la pièce traitée. Le logiciel de modélisation numérique utilisé pour développer le modèle de simulation numérique est le logiciel multiphysique COMSOL. Ce chapitre est consacré à la présentation des équations qui gouvernent le procédé d'induction ainsi que les différents paramètres matériau et machine qui entrent en jeu dans ce procédé.

2.1 Phénomènes physiques dans l'induction

Plusieurs phénomènes physiques entrent en jeu lors d'un traitement par induction électromagnétique ; Il s'agit de la mécanique, l'électromagnétisme et le transfert de chaleur. Le comportement mécanique n'étant pas considéré dans cette étude, l'outil de simulation adopté et développé ne considère que l'électromagnétisme et le transfert de chaleur.

2.1.1 L'électromagnétisme dans l'induction

Le système d'équations de Maxwell permet de modéliser tous les phénomènes électromagnétiques :

➤ Équation du flux magnétique :

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (2.1)$$

➤ Équation de Maxwell-Gauss :

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = 0 \quad (2.2)$$

➤ Équation de Maxwell-Faraday :

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (2.3)$$

➤ Équation de Maxwell-Ampère :

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (2.4)$$

où \mathbf{B} est le flux magnétique imposé (T), \mathbf{E} est le champ électrique (V.m^{-1}), \mathbf{H} est le champ magnétique résultant (A.m^{-1}), \mathbf{J} est la densité de courant (A.m^{-2}) et \mathbf{D} est le champ de déplacement électrique (C.m^{-2}).

Les paramètres en caractères gras représentent des vecteurs avec deux dimensions puisque le modèle numérique développé est un modèle 2D axisymétrique.

L'équation (2.1), appelée aussi la première loi de Gauss (magnétique), stipule que la divergence de la densité du flux magnétique est nulle. Autrement dit, les lignes du champ (\mathbf{B}) forment des boucles continues. L'équation (2.2) est appelée aussi la deuxième loi de Gauss (électrique), elle montre que les lignes du champ de déplacement électrique (\mathbf{D}) forment aussi des boucles continues. L'équation (2.3) décrit comment la variation d'un champ magnétique peut créer (induire) un champ électrique et des courants induits dans la région au voisinage du conducteur dont le sens est contraire à celui du champ magnétique. L'équation (2.4) énonce que les champs magnétiques peuvent être générés de deux manières : par les courants électriques (théorème d'Ampère) et par la variation d'un champ électrique. (Nemkov, 2004).

Pour pouvoir simuler le phénomène électromagnétique, il faut compléter les équations de Maxwell par les paramètres matériaux qui relient les différentes valeurs scalaires entre elles :

La permittivité diélectrique ε (F.m⁻¹)

$$\mathbf{D} = \varepsilon \mathbf{E} \quad (2.5)$$

La perméabilité magnétique μ (H.m⁻¹)

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad (2.6)$$

La conductivité électrique σ (Ω⁻¹.m⁻¹)

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \quad (2.7)$$

Le module de l'électromagnétisme est régi par l'équation suivante :

$$\varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla \times (\mu^{-1} \mathbf{B}) - \sigma \mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J} \quad (2.8)$$

où \mathbf{A} est le vecteur potentiel magnétique (Wb/m) et \mathbf{v} est le vecteur vitesse de la particule (m/s).

Cette équation découle du théorème d'Ampère, qui énonce que « la circulation, le long d'un circuit fermé, du champ magnétique engendré par une distribution de courant est égale à la somme algébrique des courants qui traversent la surface définie par le circuit orienté, multiplié par la perméabilité magnétique » (Ida, 2000), soit :

$$\oint \mathbf{B} \cdot d\mathbf{l} = \mu \sum I_{traversant} \quad (2.9)$$

où \oint est l'intégrale curviligne sur un contour fermé, dl est l'élément infinitésimal de déplacement le long du contour fermé et $\sum I_{traversant}$ est la somme algébrique des intensités des courants enlacés par le contour fermé.

Sachant que :

$$\sum I_{traversant} = \iint \mathbf{J}_{total} \cdot d\mathbf{s} \quad (2.10)$$

et en utilisant le théorème de Stokes :

$$\oint \mathbf{B} \cdot d\mathbf{l} = \iint \mathbf{rot} \mathbf{B} \cdot d\mathbf{s} \quad (2.11)$$

On obtient à partir des équations 2.9, 2.10 et 2.11 :

$$\mathbf{rot} \mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{B} = \mu \mathbf{J}_{total} \quad (2.12)$$

or,

$$\mathbf{J}_{total} = \mathbf{J} + \mathbf{J}_{Maxwell} + \mathbf{J}_{Lorentz} \quad (2.13)$$

avec :

- \mathbf{J} : La densité de courant électrique dans l'inducteur.
- $\mathbf{J}_{Maxwell}$: La densité de courant de déplacement de Maxwell

$$\mathbf{J}_{Maxwell} = \varepsilon \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t} = -\varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} \quad (2.14)$$

- $\mathbf{J}_{Lorentz}$: La densité de courant induit par la force de Lorentz

$$\mathbf{J}_{Lorentz} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) = \sigma \left(-\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{v} \times \mathbf{B} \right) \quad (2.15)$$

On déduit alors à partir des équations 2.12, 2.13, 2.14 et 2.15 que

$$\nabla \times \mathbf{B} = \mu \left(\mathbf{J} - \varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \sigma \left(-\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{v} \times \mathbf{B} \right) \right) \quad (2.16)$$

Finalement on trouve:

$$\varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla \times (\mu^{-1} \mathbf{B}) - \sigma \mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J} \quad (2.17)$$

En Utilisant la notation complexe $A = A_0 e^{j\omega t + \varphi}$, avec φ : la phase et j tel que $j^2 = -1$, on obtient :

$$\varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} = \varepsilon (j\omega)^2 A_0 e^{j\omega t + \varphi} = -\varepsilon \omega^2 \mathbf{A} \quad (2.18)$$

et

$$\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} = \sigma j\omega A_0 e^{j\omega t + \varphi} = \sigma j\omega \mathbf{A} \quad (2.19)$$

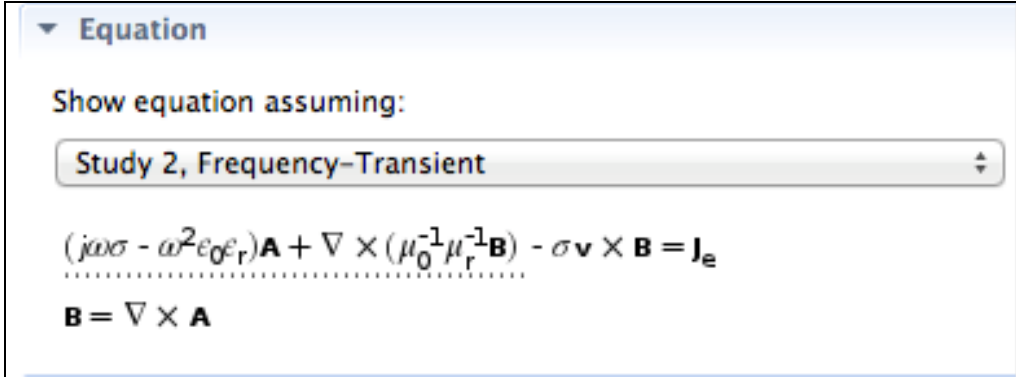
d'où :

$$\varepsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} = (j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon)\mathbf{A} \quad (2.20)$$

On obtien finalement :

$$(j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon)\mathbf{A} + \nabla \times (\mu^{-1} \mathbf{B}) - \sigma \mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J} \quad (2.21)$$

La figure suivante montre l'équation générale de l'électromagnétisme (2.8) telle qu'elle apparaît dans COMSOL.



The screenshot shows the 'Equation' window in COMSOL. It displays the following text:

▼ Equation

Show equation assuming:

Study 2, Frequency-Transient

$$(j\omega\sigma - \omega^2\epsilon_0\epsilon_r)\mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1}\mu_r^{-1}\mathbf{B}) - \sigma\mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J}_e$$

.....

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A}$$

Figure 2.1 Équation de l'électromagnétisme utilisé dans COMSOL

Bien que des approximations puissent être faites en fonction des fréquences utilisées et du mode axisymétrique, COMSOL utilise les équations sous leur forme la plus complète, c'est-à-dire sans approximations afin de garder l'aspect multiphysique.

2.1.2 Transfert de chaleur

Dans le procédé de traitement par induction, les trois modes de transfert de chaleur, à savoir la conduction, la convection et le rayonnement sont présents.

2.1.2.1 Transfert de chaleur par conduction

Le transfert de chaleur par conduction consiste à transmettre la chaleur des parties chaudes de la pièce vers les parties froides par transfert de l'agitation thermique au sein d'une pièce. Il est décrit par la loi de Fourier:

$$q_{cond} = -kgrad(T) \quad (2.22)$$

où q_{cond} est le flux de chaleur transmise par conduction (W.m^{-2}), k est la conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et T est la température (K).

D'après cette loi, le taux de chaleur transmise par conduction est proportionnel au gradient de température (différence de température) ainsi qu'à la conductivité thermique du matériau qui dépend de la température. Autrement dit, une grande différence de température entre la surface et le cœur de la pièce (ce qui le cas lors d'un traitement thermique superficiel par induction), et une grande valeur de la conductivité thermique du matériau entraînent un transfert important de chaleur des régions chaudes vers les régions froides ce qui réduirait le gradient de température.

2.1.2.2 Transfert de chaleur par convection

Contrairement à la conduction, le transfert de chaleur par convection se fait à travers les surfaces et en présence de fluides (de la surface de la pièce traitée vers l'environnement ambiant). Ce mode de transfert, est décrit par la loi de Newton, qui énonce que le taux de chaleur transmise par convection est directement proportionnel à la différence de température entre la surface de la pièce et l'environnement ambiant.

$$q_{conv} = h(T_s - T_a) \quad (2.23)$$

où q_{conv} est le flux de chaleur transmise par convection (W.m^{-2}), h est le coefficient de transfert par convection ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$), T_s est la température de la surface (K) et T_a est la température ambiante (K).

Le coefficient de transfert par convection h dépend des propriétés thermiques de la pièce traitée, de la température, de la vitesse du fluide à la surface ainsi que des propriétés thermiques du fluide environnant. Ce coefficient peut être calculé en utilisant une des nombreuses corrélations présentes dans la littérature (un exemple de calcul est présenté au paragraphe 2.3.2).

2.1.2.3 Transfert de chaleur par rayonnement

Le transfert de chaleur par rayonnement est introduit comme un phénomène de propagation d'énergie électromagnétique causée par la différence de température. Ce phénomène est décrit par la loi de Stefan-Boltzmann de la radiation thermique qui stipule que les pertes par rayonnement sont contrôlées par la différence des températures (à la puissance 4) ainsi que l'émissivité du corps :

$$q_{rad} = C_s(T)(T_s^4 - T_a^4) \quad (2.24)$$

où q_{rad} est le flux de chaleur transmise par rayonnement (W.m^{-2}), C_s est le coefficient de transfert de chaleur par rayonnement ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$), T_s est la température de la surface (K) et T_a est la température ambiante (K).

Le coefficient de perte de chaleur par radiation ($C_s(T)$) dépend de l'émissivité du matériau (ϵ) qui dépend elle-même de la température, du fini de surface et du facteur de forme de la radiation thermique. L'équation de l'échange de chaleur par radiation peut être réécrite sous la forme suivante :

$$q_{rad} = \sigma_s \epsilon_{emi}(T)(T_s^4 - T_a^4) \quad (2.25)$$

où σ_s est la constante de Stefan-Boltzmann ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$) et $\epsilon_{emi}(T)$ est l'émissivité du matériau.

2.1.3 Couplage électromagnétique-thermique

Dans les paragraphes précédents, on a pu traiter séparément les phénomènes physiques en électromagnétique et en thermique. Dans le procédé de traitement thermique par induction, ces deux phénomènes physiques sont liés. Les phénomènes thermiques dépendent des phénomènes électromagnétiques parce que les sources de chaleur sont les pertes par effets

Joule provoquées par les courants de Foucault. En plus de cela, les propriétés matériau dépendent toutes de la température (le paragraphe 2.2 en détaillera leurs dépendances).

Pour simuler le procédé d'induction, il faut donc traiter les deux phénomènes physiques ensemble. La figure 2.2 présente la procédure de couplage entre les champs magnétique et thermique. Le logiciel sur lequel s'est faite la simulation, à savoir COMSOL, couple les deux phénomènes à l'aide de la méthode de couplage dite forte (fully coupled). Le couplage fort exige une formulation basée sur la combinaison de toutes les équations dans le même système de résolution. Ainsi, les paramètres inconnus du champ électromagnétique et les paramètres inconnus du problème thermique sont affectés à une matrice globale et ils sont résolus simultanément, et cela à chaque pas de temps. Il faut noter tout de même qu'une résolution des équations thermiques et électromagnétique en utilisant un couplage faible est possible, sauf qu'elle prend beaucoup plus de temps que la résolution avec un couplage fort.

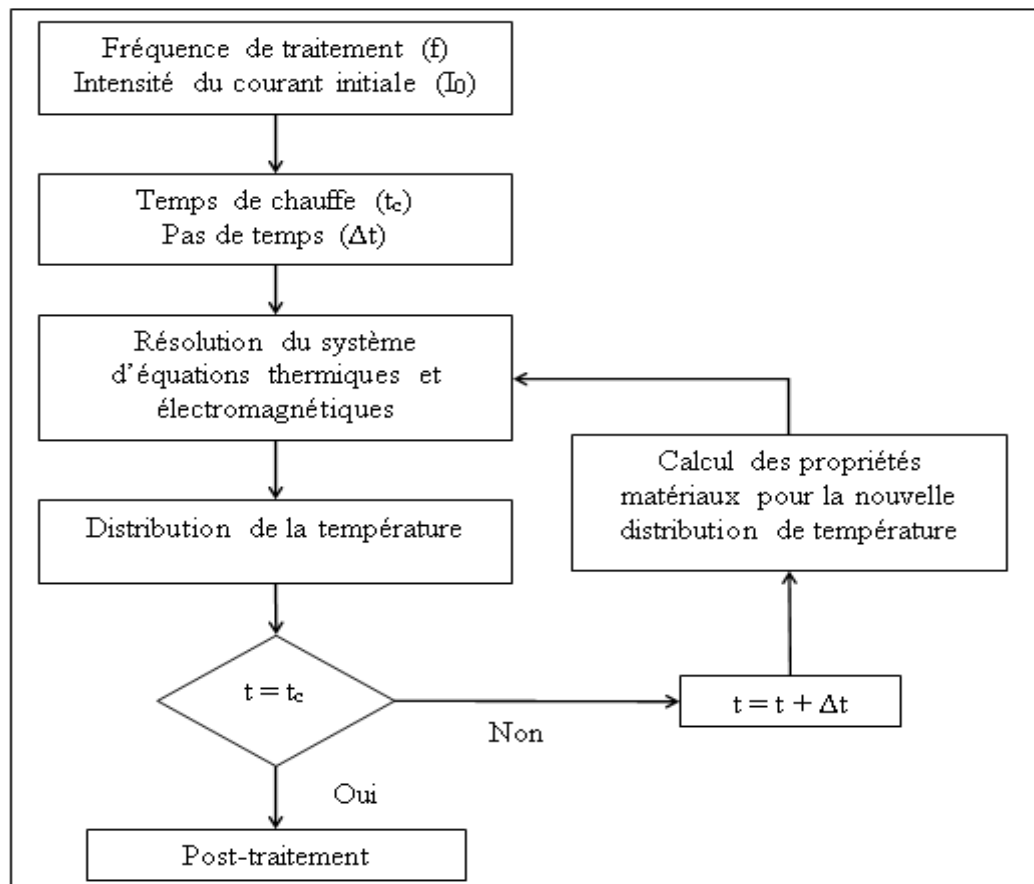


Figure 2.2 Schéma du couplage fort utilisé dans COMSOL

2.2 Propriétés de l'acier AISI 4340

Dans la partie qui suit sont présentées les différentes propriétés matériau nécessaires pour la simulation de la chauffe par induction. Comme précisé plus haut, ces propriétés peuvent être divisées en deux classes, les propriétés électromagnétiques et les propriétés thermiques.

2.2.1 Propriétés électromagnétiques

Les trois propriétés électromagnétiques matériau mises en jeu dans le procédé de traitement par induction sont : La conductivité électrique (σ), la perméabilité magnétique relative (μ_r) et la permittivité diélectrique relative (ϵ_r). Dans cette étude, la permittivité diélectrique relative est considérée constante égale à 1. Cette hypothèse n'a aucune incidence sur les résultats puisque les courants de déplacement sont négligeables devant les courants induits dans la pièce. Une variation de la permittivité entre 1 et 10^4 n'entraîne strictement pas de changements sur la distribution de température au sein de la pièce.

2.2.1.1 Conductivité électrique

La conductivité électrique (σ) d'un matériau caractérise l'aptitude de ce dernier à laisser les charges électriques se déplacer librement et donc permettre le passage d'un courant électrique. Elle dépend de la température, de la composition chimique, de la microstructure et de la taille de grains. Cela dit, les données concernant cette propriété et sa variation en fonction de la température restent difficile à trouver dans la littérature. En l'absence de mesures fiables, la conductivité de l'acier AISI 4140, dont la composition chimique est proche de l'AISI 4340 sauf pour sa teneur en Nickel, est disponible (figure 2.3) et elle a été considérée comme étant la plus pertinente pour la présente étude. La conductivité électrique décroît en fonction de la température jusqu'à la température de début d'austénisation A_{c1} , au-delà de cette température elle peut être considérée constante. Elle diminue d'un facteur 6 entre 0 et 1000°C.

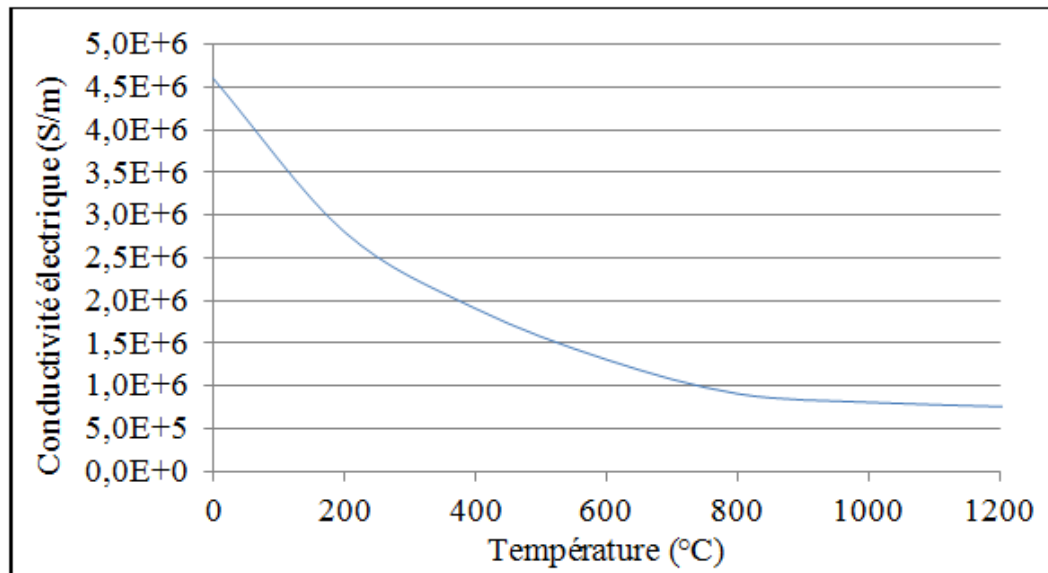


Figure 2.3 Conductivité électrique de l'acier AISI 4140
Adaptée de ASM (2000)

2.2.1.2 Perméabilité magnétique relative

La perméabilité magnétique relative (μ_r) est un paramètre adimensionnel qui indique combien un matériau est plus apte à conduire un flux magnétique que le vide. Elle affecte l'intensité des effets électromagnétiques générés par induction, la conception des inducteurs et le calcul de la distribution du champ magnétique. Le produit de la perméabilité magnétique relative (μ_r) et la perméabilité magnétique du vide (μ_0), est appelée perméabilité magnétique (μ) et correspond au ratio de la densité du flux magnétique (B) et de l'intensité du champ magnétique (H). La perméabilité magnétique relative dépend de la température et de l'intensité du champ magnétique. De manière générale, on sait que la perméabilité magnétique relative décroît en fonction de la température jusqu'à atteindre une valeur égale à l'unité au voisinage de la température de Curie du matériau, au-delà de cette température, elle reste égale à l'unité. Comme pour la conductivité électrique, il n'y a malheureusement pas de données précises concernant μ_r dans la littérature. Cependant, une étude faite par l'étudiant Lorenzo Ciccarone, en maîtrise à l'ÉTS et à l'université de Padoue (Italie), a proposé de décrire la variation de la perméabilité magnétique relative en fonction de la température et de l'intensité du champ magnétique, par l'équation suivante (Ciccarone, 2013) :

$$B(H) = \mu_0 H + J_{s0} \cdot COEF(T) \frac{H_a + 1 - \sqrt{(H_a + 1)^2 - 4H_a(1 - a)}}{2(1 - a)} \quad (2.26)$$

avec

$$H_a = \mu_0 H \frac{\mu_{r0} - 1}{J_{s0}} \quad (2.27)$$

où J_{s0} Est l'aimantation de saturation à température ambiante (T), a un coefficient d'ajustement ($0 < a \leq 0.5$) et $COEF(T)$ est un coefficient allant de 1 à 0 dépendamment de la température décrivant la dépendance de la perméabilité magnétique en fonction de la température, ce coefficient peut être exprimé par deux fonctions exponentielles :

- La première, avec une pente négative, est valable pour $T \leq T_1$:

$$COEF_1(T) = 1 - e^{\left(\frac{T - T_c}{C}\right)} \quad (2.28)$$

où T_c est la température de Curie et T_1 est la température telle que $COEF_1(T_1) = 0.1$ et C est une constante ($^{\circ}C$).

- La deuxième fonction, avec une pente positive, est valable pour des températures proches de la température de Curie ($T \geq T_1$) :

$$COEF_2(T) = e^{\left(\frac{10(T_2 - T)}{C}\right)} \quad (2.29)$$

où T_2 est la température permettant que $COEF_1$ et $COEF_2$ soient égaux à $T = T_1$.

L'effet de la constante C est montré sur la figure 2.4 : Plus la valeur de C est grande, plus la chute du $COEF(T)$ est rapide. L'étude faite par l'étudiant Ciccarone a démontré qu'une

valeur de C égale à 100 ainsi qu'une température de Curie égale à 775°C décrit bien le comportement de la perméabilité de l'acier AISI 4340.

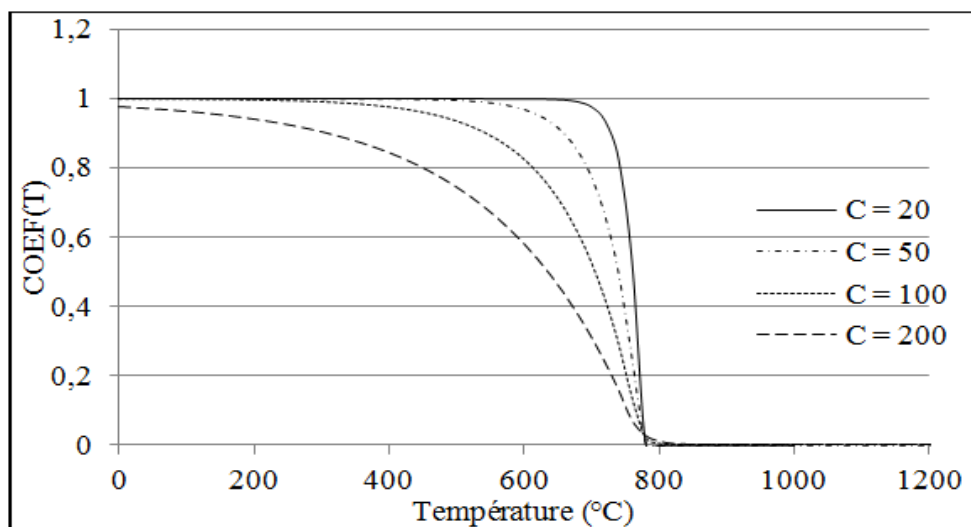


Figure 2.4 Évolution de $\text{COEF}(T)$ pour différentes valeurs de C

La figure 2.5 représente l'évolution de la perméabilité magnétique relative en fonction de la température. Tout d'abord la perméabilité relative reste constante (valeur à température ambiante), ensuite, elle chute rapidement jusqu'à atteindre une valeur égale à 1 à la température de Curie. À partir de cette température, le matériau devient diamagnétique et sa perméabilité magnétique relative reste constante (égale à 1) pour les températures supérieures à la température de Curie.

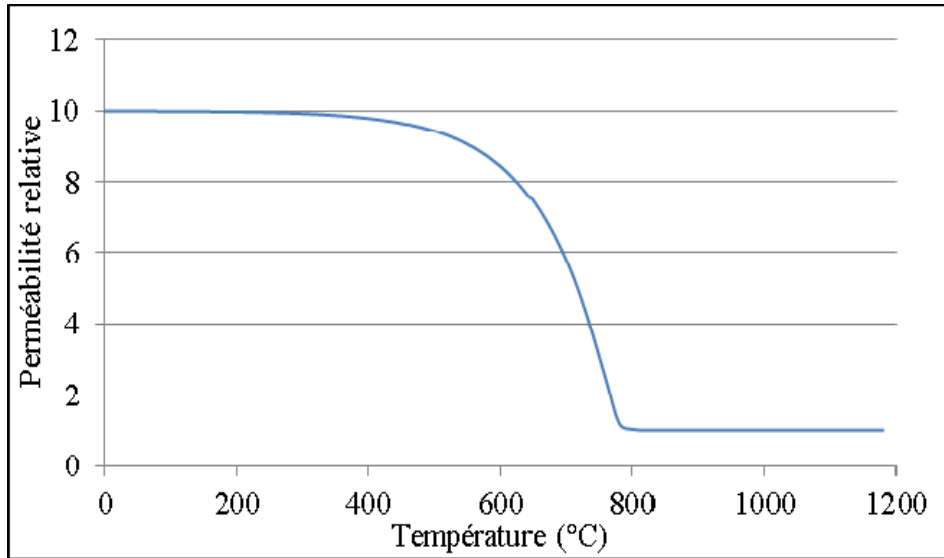


Figure 2.5 Évolution de μ_{r0} en fonction de la température

La perméabilité magnétique relative de l'acier 4340 est donc définie par la relation $B=f(H)$ (équation 2.26). Bien que cette manière de définir la perméabilité magnétique soit possible sous COMSOL à travers l'option "B-H curve", le modèle numérique n'arrive pas à converger. Après des recherches et discussions avec d'autres utilisateurs de COMSOL, il s'est avéré que seules les courbes B-H présentes dans la base de données de COMSOL (et dont aucune ne décrit le comportement de l'acier 4340) permettent la convergence des calculs. Pour contourner ce problème, on a utilisé dans un premier temps la relation 2.6 pour définir la perméabilité magnétique relative comme suit :

$$\mu_r = \frac{B}{\mu_0 H} = \frac{f(H)}{\mu_0 H} \quad (2.30)$$

Le problème avec cette relation c'est qu'on ne peut pas définir des paramètres en fonction du champ magnétique H . Par contre, on peut les définir en fonction du flux magnétique B . Il reste donc à réécrire l'équation 2.26 sous la forme $H=g(B)$.

En Écrivant l'équation 2.26 sous la forme suivante :

$$\frac{B(H) - \mu_0 H}{J_{s0} \cdot COEF(T)} = \frac{H_a + 1 - \sqrt{(H_a + 1)^2 - 4H_a(1 - a)}}{2(1 - a)} \quad (2.31)$$

On s'aperçoit qu'elle la forme :

$$X = \frac{b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (2.32)$$

Qui représente la solution de l'équation de second degré $aX^2 + bX + c = 0$. En remontant à l'équation avec B comme inconnu, on obtient:

$$a(H)B^2 + b(H)B + c(H) = 0 \quad (2.33)$$

On réécrit l'équation avec le champ magnétique H comme inconnu cette fois :

$$a'(B)H^2 + b'(B)H + c'(B) = 0 \quad (2.34)$$

On obtient alors deux solutions dont une seule est physique ce qui permet de définir une relation $H=g(B)$. Finalement on utilise l'équation 2.6 sous la forme suivante :

$$\mu_r = \frac{B}{\mu_0 H} = \frac{B}{\mu_0 g(B)} \quad (2.35)$$

On s'est assuré, à l'aide d'un programme MATLAB, que les équations 2.30 et 2.35 donnent les mêmes résultats.

2.2.2 Propriétés thermiques

Les trois paramètres thermiques nécessaires pour simuler la chauffe par induction sont : La conductivité thermique (k), la chaleur spécifique (C_p) et l'émissivité (ϵ_{emi}).

2.2.2.1 Conductivité thermique

La conductivité thermique k représente la capacité d'un matériau à conduire de la chaleur. Cette propriété est une fonction complexe de la structure du matériau (du traitement initial appliqué au matériau), de la taille des grains, de la température et de la vitesse de chauffe (Rudnev et coll., 2003). La figure 2.6 représente la variation de la conductivité thermique de l'acier AISI 4340 en fonction de la température, elle décroît en fonction de la température jusqu'à la température de fin d'austénisation A_{c3} , et reste constante au-delà de cette température.

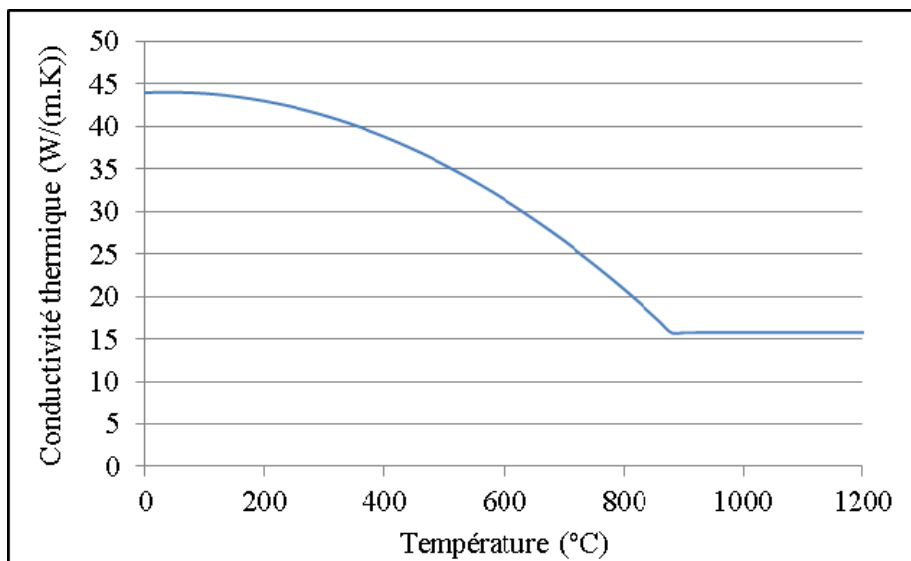


Figure 2.6 Conductivité thermique en fonction de la température
Tirée de l'ASM handbook (2000)

2.2.2.2 Chaleur spécifique

La chaleur spécifique (C_p) représente la quantité d'énergie thermique qu'il est nécessaire de fournir à un corps de 1kg de masse pour élever sa température de 1°C. Elle dépend de la structure du matériau, de la température et de la vitesse de chauffe. La figure 2.7 illustre l'évolution de cette propriété en fonction de la température pour l'acier 4340.

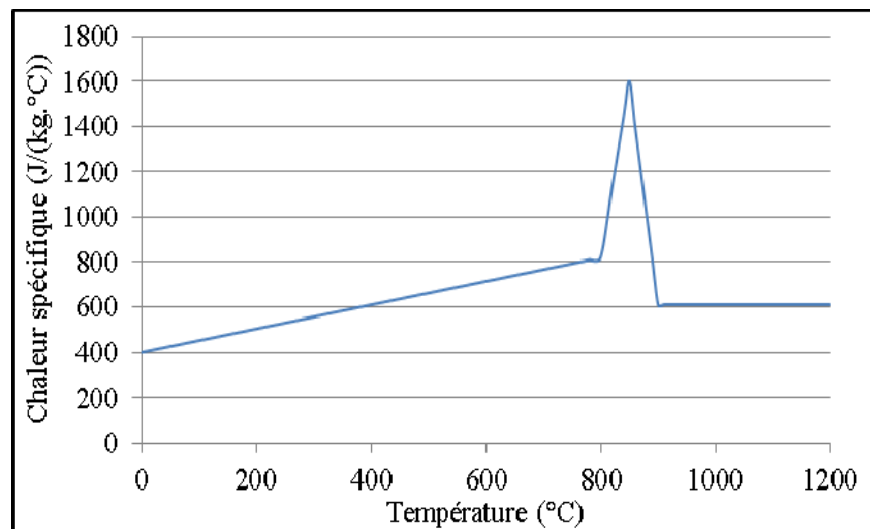


Figure 2.7 Chaleur spécifique en fonction de la température
Tirée de U.S. Department of defense (1998)

La chaleur spécifique augmente légèrement avec la température jusqu'à la température de début d'austénitisation Ac_1 . Elle augmente ensuite rapidement jusqu'à atteindre une valeur maximale de $1600 \text{ J.Kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ ce qui représente la chaleur latente de changement de phase entre Ac_1 et Ac_3 . Ensuite, elle décroît drastiquement avant d'atteindre Ac_3 et elle est présumée constante jusqu'à 1200 °C . Comme les températures Ac_1 et Ac_3 dépendent de la vitesse de chauffe, le pic de la chaleur latente est décalé vers des valeurs plus élevées.

2.2.2.3 Émissivité

L'émissivité décrit la capacité d'un matériau à émettre et à absorber l'énergie thermique radiative. Un «corps noir» désigne un corps idéal dont le spectre électromagnétique ne

dépend que de sa température, autrement dit, il réémet la totalité de son énergie à toutes les longueurs d'ondes. Les objets réels réémettent une quantité radiative toujours inférieure à celle du corps noir à la même température. Le facteur d'émissivité ε_{emi} représente le rapport entre l'énergie radiative ou flux φ_{emi} émis par l'objet sur l'énergie disponible (émise par le corps noir $\varphi_{emi,CN}$ à la même température).

$$\varepsilon_{emi} = \frac{\varphi_{emi}}{\varphi_{emi,CN}} \quad (2.36)$$

L'émissivité est donc sans unité et elle est comprise entre 0 et 1. Encore une fois, par manque d'information fiable sur l'évolution de l'émissivité de l'acier AISI 4340 en fonction de la température, une valeur constante de $\varepsilon_{emi} = 0.05$ correspondant à l'émissivité d'un acier faiblement allié poli, est considérée comme la plus pertinente pour cette étude. Elle est gardée constante durant toute la chauffe.

2.3 Présentation du modèle numérique

Le modèle développé est un modèle 2D axisymétrique utilisant les méthodes de résolution par éléments finis pour résoudre le couplage électromagnétique et thermique, afin de déterminer la distribution de la température dans la pièce traitée. Le modèle 2D axisymétrique, est un cas spécifique de modélisation en coordonnées cylindriques où les variations en fonction de l'angle θ sont nulles. Le domaine de résolution est composé de trois matériaux, soit l'acier AISI 4340, le cuivre de l'inducteur et l'air, le tableau 2.1 résume les propriétés physiques de ces trois matériaux. Les équations de maxwell et de transfert de chaleur sont discrétisées dans le temps. L'approche sélectionnée consiste en une méthode directe, celle de Crank-Nicolson. L'algorithme de résolution est développé selon cette méthode et conduit à mettre en place le solveur UMFPACK qui permet de résoudre les systèmes d'équations linéaires non symétriques tels que le couplage entre les équations de Maxwell et de transfert de chaleur.

Tableau 2.1 Propriétés physiques des différents matériaux

	k (W.m ⁻¹ .K)	C_p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	σ (S.m ⁻¹)	μ_r
Air	0,026	1010	0	1
Cuivre	400	358	5e07	1
AISI 4340	$k(T)$	$C_p(T)$	$\sigma(T)$	$\mu_r(T,H)$

2.3.1 Géométrie et paramètres de simulation

Les paramètres de simulation sont la fréquence (kHz), le courant initial dans l'inducteur (A) et le temps de chauffe (s). Le courant moyen efficace et la puissance thermique fournie à la pièce durant la chauffe peuvent être déterminés par intégration numérique, respectivement sur l'inducteur et sur la pièce. Le temps de chauffe est fixé à 0,5 s tandis que la fréquence est de 190 kHz. Une fréquence aussi élevée permet de concentrer la chaleur sur une mince surface de la pièce traitée (conséquence de l'effet de peau présenté au chapitre 1).

En ce qui concerne la géométrie, elle est présentée dans la figure 2.8, elle comprend un disque en acier AISI 4340 de 115 mm diamètre et de 7 mm d'épaisseur, un inducteur de 117 mm de diamètre intérieur, de 126 mm de diamètre extérieur et de 7 mm d'épaisseur, et de deux cylindres de fixation de la pièce à traiter. La figure 2.9 montre une vue 3D de la géométrie.

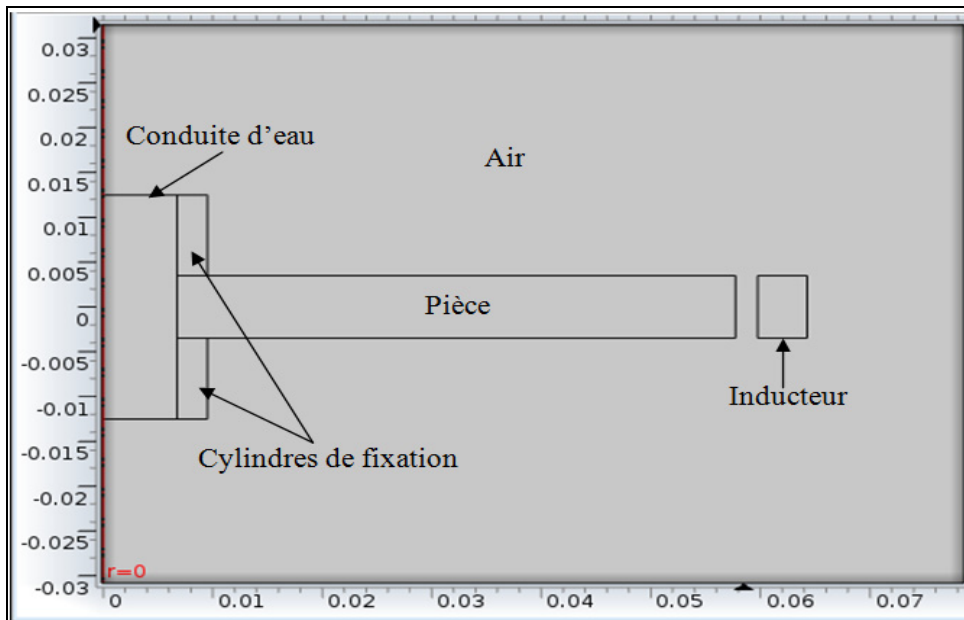


Figure 2.8 Géométrie du modèle 2D axisymétrique

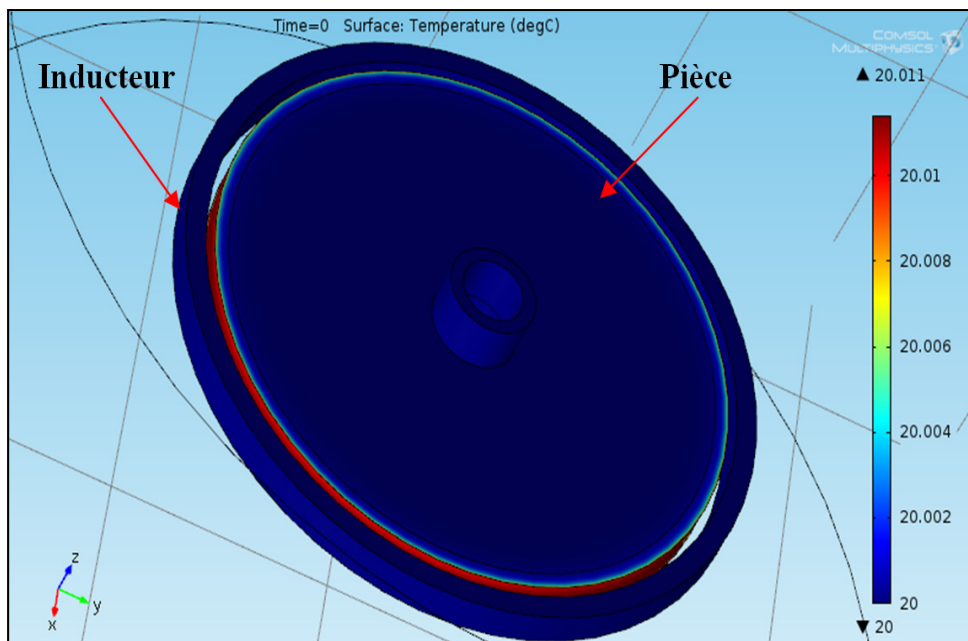


Figure 2.9 Vue 3D de la géométrie

Notons que le modèle développé prend en compte les variations des paramètres de l'acier 4340 en fonction de la température (et du champ magnétique dans le cas de la perméabilité

relative). Les calculs faits par COMSOL n'utilisent pas les approximations du courant de déplacement (certains logiciels de modélisation numérique négligent ces courants ce qui peut augmenter l'erreur de calcul), ni celle d'un matériau linéaire contrairement à la majorité des modèles de la littérature.

2.3.2 Calcul du coefficient de transfert par convection

Dans ce paragraphe est présentée la méthode de calcul du coefficient de transfert par convection h qui joue un rôle important durant la chauffe de la pièce traitée puisqu'il permet de réguler les pertes de chaleur à travers la surface, une grande erreur sur la valeur de ce paramètre peut induire un écart de température conséquent. Cette méthode consiste à calculer ce coefficient à partir du nombre de Nusselt qui est, à son tour, calculé par l'une des nombreuses corrélations empiriques présentes dans la littérature. On calcule dans un premier temps le nombre de Reynolds qui détermine le régime de l'écoulement autour de la pièce (laminaire ou turbulent), ensuite on calcule le nombre de Prandtl. Une fois ces deux paramètres (adimensionnels) déterminés, on calcule le nombre de Nusselt pour finalement déterminer la valeur de h .

Calcul du nombre de Reynolds

Le nombre de Reynolds est un nombre sans dimension qui caractérise un écoulement, en particulier la nature de son régime (laminaire, transitoire ou turbulent). Il représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses. Il est défini de la manière suivante:

$$Re = \frac{\rho_{air} \cdot v_m \cdot l_c}{\mu_{air}} \quad (2.37)$$

où ρ_{air} est densité de l'air (kg.m^{-3}), v_m est la vitesse (moyenne) de l'air (m.s^{-1}), l_c est la longueur caractéristique (m) et μ_{air} est la viscosité dynamique de l'air ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$).

La longueur caractéristique dépend de la géométrie de la pièce. Dans le cas d'un écoulement dans une conduite, on prendra le diamètre de la canalisation, ou le diamètre hydraulique si la conduite n'a pas une section circulaire. Dans le cas d'une plaque plane, on prendra la longueur de la plaque, ou l'abscisse à compter du bord d'attaque de la plaque. Dans notre cas, il s'agit du diamètre extérieur de la pièce. La vitesse de l'air peut être calculée à partir de l'équation suivante :

$$v_m = \frac{2\pi}{60} \cdot \Omega \cdot R_m \quad (2.38)$$

où Ω est la vitesse de rotation de la pièce (tr.min^{-1}) et R_m est le rayon moyen de la pièce (m). On verra plus tard (tableau 2.2) que les valeurs du nombre de Reynolds obtenus montrent qu'on est en présence d'un écoulement turbulent autour du disc traité.

Calcul du nombre de Prandtl

Le nombre de Prandtl est un nombre sans dimension qui représente le rapport entre la diffusivité de quantité de mouvement ν (ou viscosité cinématique) et la diffusivité thermique. Il compare la rapidité des phénomènes thermiques et des phénomènes hydrodynamiques dans un fluide. Un Prandtl élevé indique que le profil de température dans le fluide sera fortement influencé par le profil de vitesse. Un Prandtl faible (exemple: métaux liquides) indique que la conduction thermique est tellement rapide que le profil de vitesse a peu d'effet sur le profil de température. Il est défini de la manière suivante:

$$Pr = \frac{C_{p\text{ air}} \cdot \mu_{\text{air}}}{\lambda_{\text{air}}} \quad (2.39)$$

où $C_{p\text{ air}}$ est la chaleur spécifique de l'air ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$), μ_{air} est la Viscosité dynamique de l'air ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$) et λ_{air} est la Conductivité thermique de l'air ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$).

Calcul du nombre de Nusselt

Le nombre de Nusselt Nu est un nombre sans dimension qui représente le rapport entre le transfert thermique total et le transfert par conduction : c'est le cas d'un transfert entre 2 solides parfaits. Si la conduction est le principal mode de transfert, alors le nombre de Nusselt sera de l'ordre de l'unité. En cas de présence de convection (due par exemple au déplacement d'un fluide en régime turbulent), le transfert thermique s'effectuera principalement par déplacement du fluide, et aura pour conséquence de faire tendre le nombre de Nusselt vers l'infini. Ce nombre est défini par l'équation suivante :

$$Nu = \frac{h \cdot l_c}{\lambda_{air}} \quad (2.40)$$

Pour calculer le nombre de Nusselt pour les deux faces supérieure et inférieure, on utilisera la corrélation d'échange entre l'air et une plaque en régime turbulent (équation 2.35), et pour la face à la périphérie on utilisera la corrélation de l'écoulement turbulent autour d'un cylindre (2.36) (Mills, 1992) :

- Faces supérieure et inférieure :

$$Nu = \frac{2}{3} \cdot Re^{0.5} \cdot Pr^{0.33} \quad (2.41)$$

- Faces à la périphérie :

$$Nu = 0.193 \cdot Re^{0.618} \cdot Pr^{0.33} \quad (2.42)$$

Calcul du coefficient d'échange par convection

Finalement, pour calculer le coefficient d'échange par convection, on utilise la définition du nombre de Nusselt (équation 2.34), on obtient alors :

$$h = \frac{Nu \cdot \lambda_{air}}{l_c} \quad (2.43)$$

Le tableau 2.2 regroupe les résultats de tous ces calculs. On remarque tout d'abord que l'écoulement autour du disque est un écoulement turbulent puisque toutes les valeurs du nombre de Reynolds sont supérieures à 2300. Les valeurs de h calculées pour le disque (autour de 20) montrent que les pertes de chaleur par convection sont limitées. Ajouter à cela le temps très court de la chauffe, on peut émettre l'hypothèse que les pertes par convection sont négligeables dans notre cas. Une hypothèse qu'on vérifiera à la fin de ce chapitre.

Tableau 2.2 Résultats des calculs des coefficients d'échange par convection

	Disque		Cylindres de fixation	
	faces sup. et inf.	face à la périphérie	faces sup. et inf.	face à la périphérie
Nombre de Reynolds	5484,9	7275,9	2502,3	3031,4
Nombre de Prandtl	0,69			
Nombre de Nusselt	43,7	41,6	20,4	18,9
Coefficient d'échange h	20,3	19,4	12,2	11,6

2.3.3 Maillage et convergence du modèle

L'étude de convergence du modèle 2D axisymétrique s'est faite en deux parties. Dans un premier temps, le maillage a été raffiné jusqu'à convergence des résultats, ensuite le pas de temps a été judicieusement choisi pour assurer la convergence du modèle sans pour autant alourdir les calculs. Tous les tests ont été faits avec les paramètres de simulation suivants : temps de chauffe égal à 0.5 s, une puissance égale à 50 kW et une fréquence égale à 190 kHz.

2.3.3.1 Convergence du modèle en termes de maillage

La convergence a été établie en comparant les valeurs finales (au bout de 0.5 s de chauffe) des températures et des densités de courants dans la pièce et dans l'inducteur (Pour l'inducteur, seules les densités de courants ont été comparées puisque la température de ce dernier ne varie pas lors de la chauffe). Les coordonnées des points de mesures, représentés dans la figure 2.10, sont : T_1/J_1 (57,3 mm ; 3.3 mm), T_2/J_2 (57,3 mm ; 0 mm), T_3/J_3 (56,5 mm ; 0 mm), T_4/J_4 (55,5 mm ; 0 mm), J_5 (62,7 mm ; 3.3 mm), J_6 (62,7 mm ; 0 mm), J_7 (63,5 mm ; 0 mm) et J_8 (64,5 mm ; 0 mm).

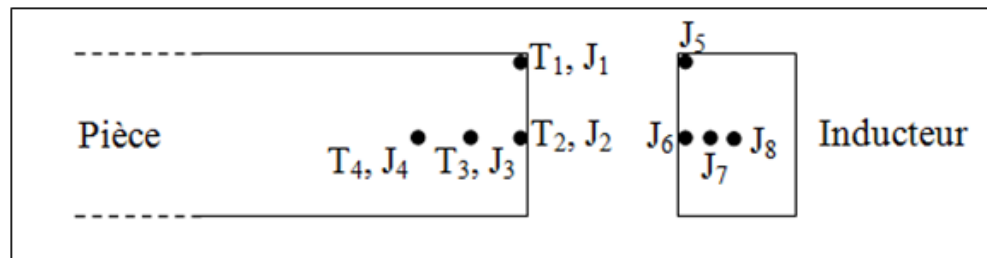


Figure 2.10 Points de mesure pour l'étude de convergence

Le tableau 2.2 présente les modèles étudiés avec le nombre d'éléments correspondant à chacun de ces modèles. L'étude consiste à raffiner le maillage et comparer les résultats en termes de températures et de densités de courant total jusqu'à avoir une constance au niveau de ces résultats. Le type de maillage est le même pour tous les modèles (la justification de ce

type de maillage est donnée à la fin de cette étude), ce qui change est la taille (et donc le nombre) des éléments constituant le maillage.

Tableau 2.3 Modèles utilisés pour l'étude de convergence du maillage

Modèles	1	2	3	4	5	6	7	8
Nombre d'éléments	10589	12274	14407	16681	19330	20800	27968	30148

Les figures 2.11, 2.12 et 2.13 présentent l'évolution des densités de courant et des températures dans la pièce et l'inducteur. Les résultats obtenus montrent qu'il n y a plus de variation significative des valeurs de températures et de densités de courant à partir du modèle 7. Ce modèle de maillage a été retenu pour la suite de cette étude.

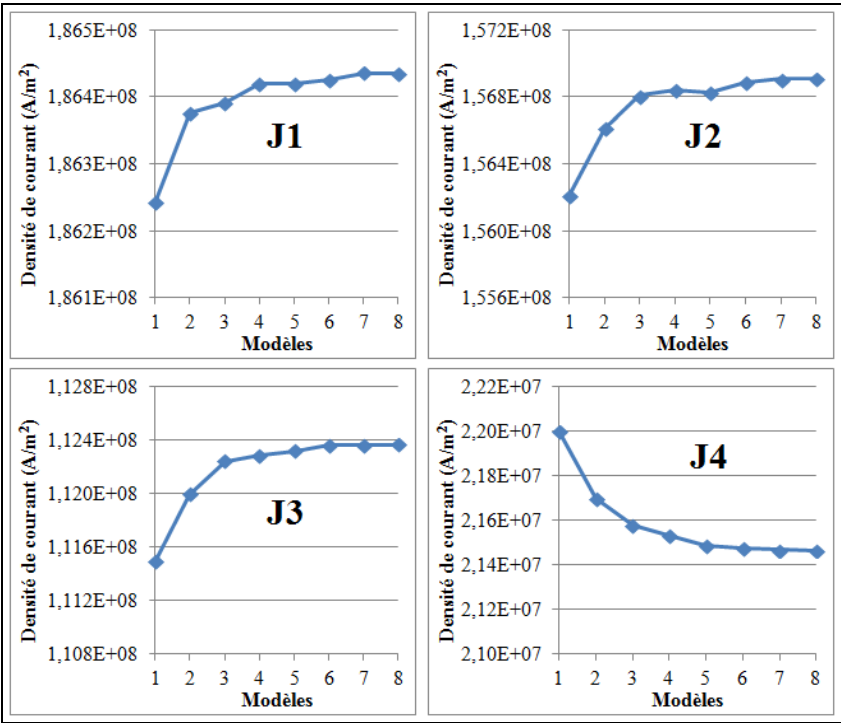


Figure 2.11 J en fonction des modèles (Pièce)

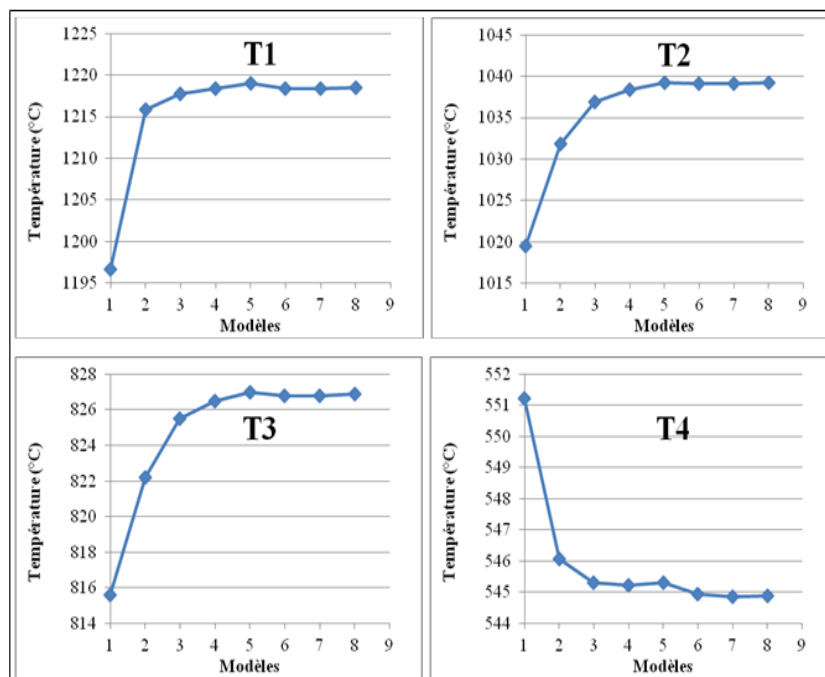


Figure 2.12 T en fonction des modèles (Pièce)

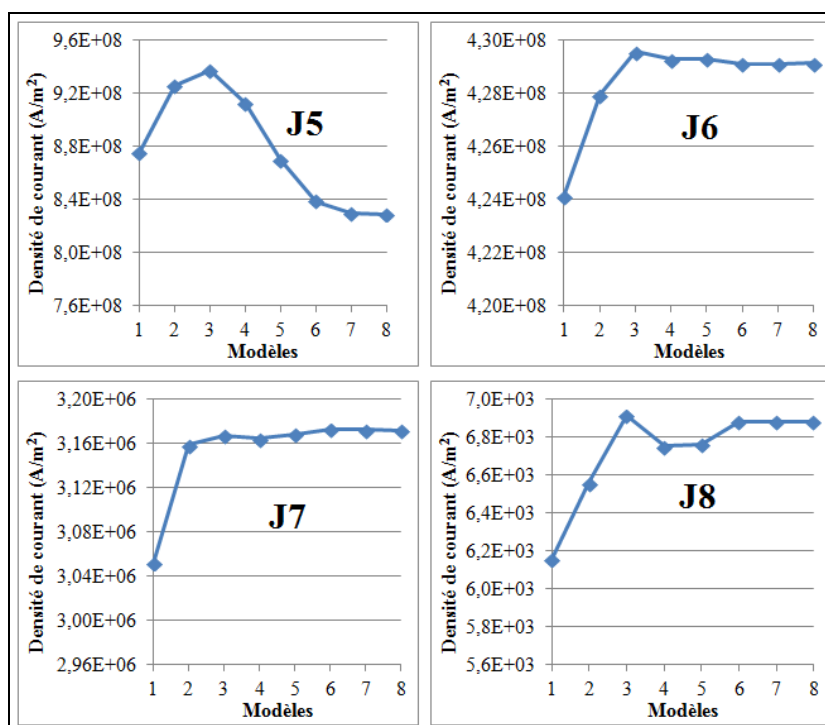


Figure 2.13 J en fonction des modèles (Inducteur)

Le maillage retenu est présenté dans la figure 2.14. Il consiste en un maillage type grille dans la pièce et l'inducteur, et un maillage avec des éléments triangulaires représentant l'air. Le maillage a été raffiné dans la région proche du contour de la pièce car c'est là où les gradients de champs magnétiques sont les plus sévères.

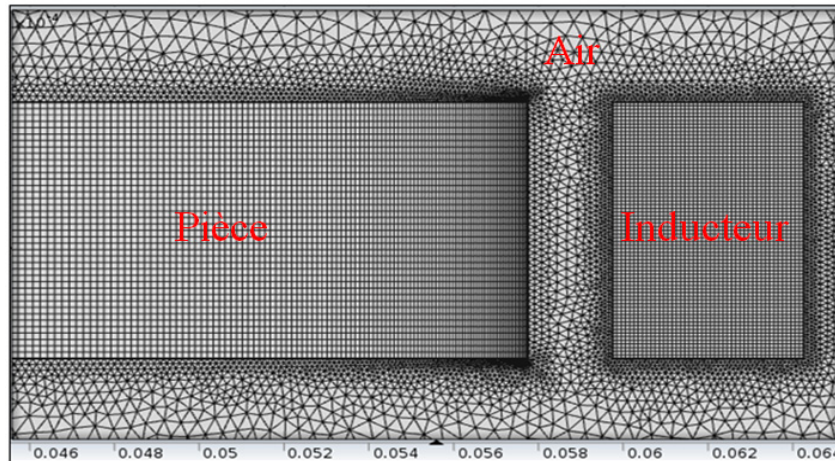


Figure 2.14 Maillage retenu pour le modèle 2D axisymétrique

2.3.3.2 Convergence du modèle en termes de pas de temps

Dans cette partie, le pas de calcul a été ajusté jusqu'à convergence des résultats. Les mêmes points de mesures que ceux dans le paragraphe précédent sont utilisés. Le tableau 2.4 résume les modèles utilisés avec les pas de temps correspondants.

Tableau 2.4 Modèles utilisés pour l'étude de convergence (Pas de temps)

Modèles	A	B	C	D	E	F	G
Pas de temps (s)	0,06	0,04	0,02	0,01	0,005	0,003	0,001

L'évolution des valeurs finales de densité de courant et de température est représentée dans les figures 2.15, 2.16 et 2.17. On remarque que les valeurs de ces paramètres se stabilisent à

partir du modèle E qui correspond à un pas de calcul de 0,005 s. Ce pas de temps a été retenu pour la suite de cette étude.

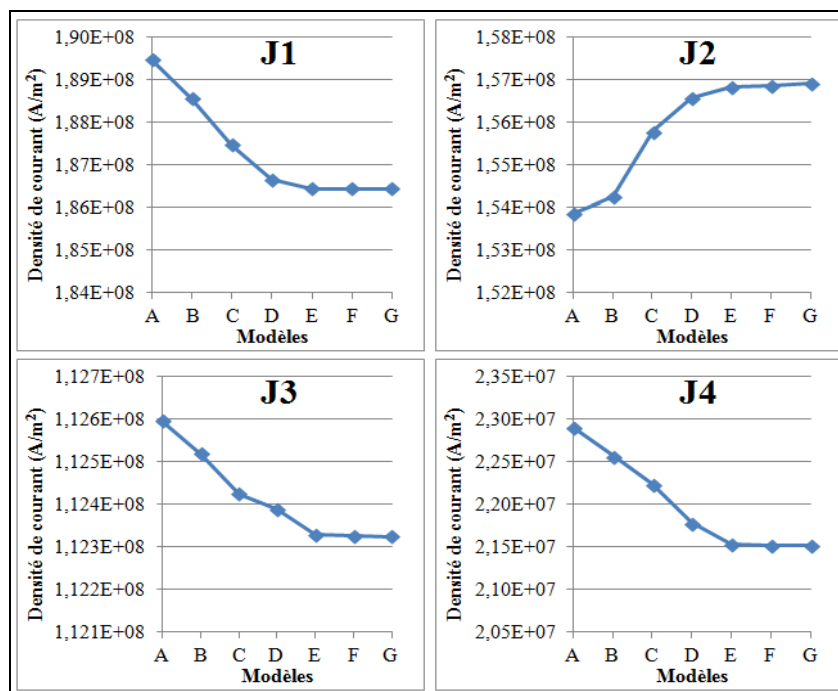


Figure 2.15 J en fonction des modèles (Pièce)

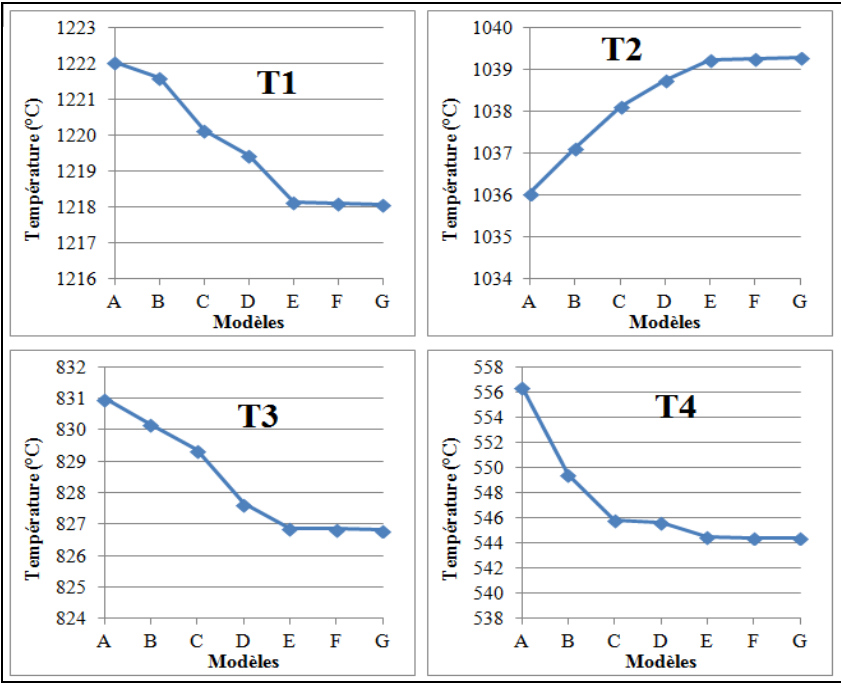


Figure 2.16 T en fonction des modèles (Pièce)

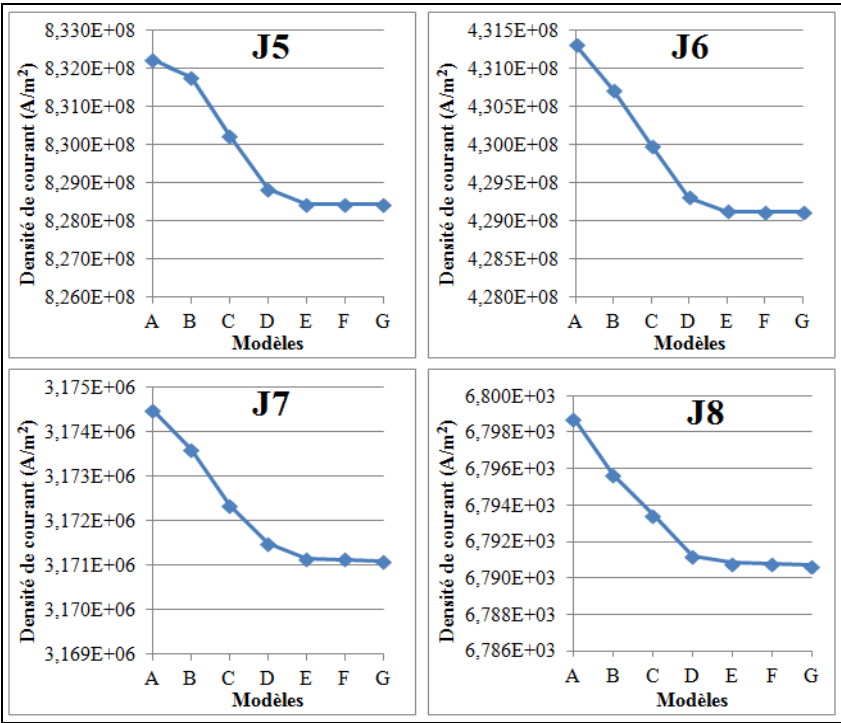


Figure 2.17 J en fonction des modèles (Inducteur)

2.4 Premiers résultats

Après avoir défini les différents paramètres de la simulation, des matériaux, de la géométrie et du maillage, et après avoir bien défini les conditions aux limites, il ne restait plus qu'à lancer la simulation pour une chauffe de 0,5 s avec une puissance de 55 kW et une fréquence de 190 kHz.

2.4.1 Distribution de température

La figure 2.18 représente la distribution de température à la fin de la chauffe de 0,5 s. Ce que l'on remarque en premier c'est que la chaleur est concentrée sur une couche mince à la surface de la pièce, c'est une conséquence directe de l'effet de peau magnétique. On remarque aussi que les bords de la pièce sont plus chauds que le plan médian ce qui peut être expliqué par l'effet de bord. On voit alors que les deux effets électromagnétiques, à savoir l'effet de peau et l'effet de bord sont présents pour cette géométrie. La figure 2.19 présente le profil de température à la surface supérieure de la pièce à différents instants de la chauffe. On remarque que les températures maximales sont enregistrées en surface. On constate aussi une diminution rapide de la température en fonction de la profondeur. En effet, la chaleur générée à la surface de la pièce (effet de peau) n'a pas suffisamment de temps pour se propager à l'intérieur de la pièce.

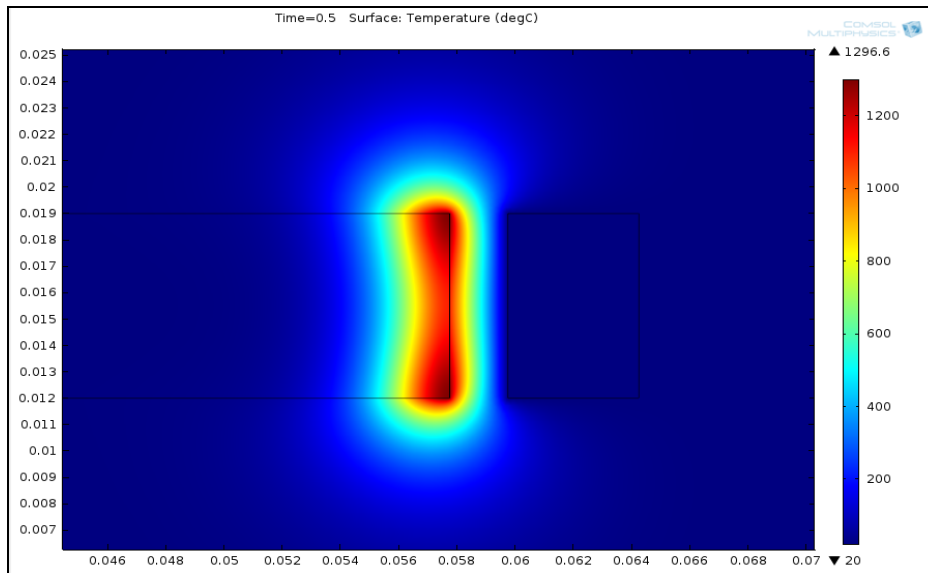


Figure 2.18 Distribution de la température à la fin de la chauffe

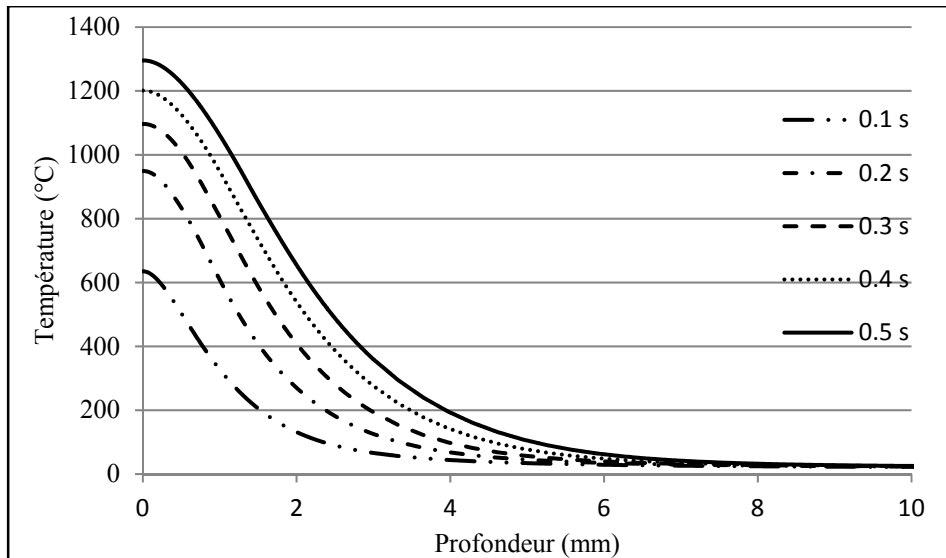


Figure 2.19 Profils de température à la surface supérieure

2.4.2 Effet de la convection et du rayonnement sur la distribution de température

Durant la chauffe par induction, les pertes de chaleur se font par la voie de deux modes de transfert de chaleur, à savoir, la convection et le rayonnement. La quantité de chaleur perdue par convection et rayonnement dépend du coefficient de transfert de chaleur par convection

et de l'émissivité du matériau comme le démontre les équations 2.23 et 2.25, plus ces paramètres sont élevés, plus la quantité de chaleur perdue par la pièce est importante. Cependant, pour un chauffe par induction aussi rapide que celle étudiée (0,5 s), On peut supposer que ces pertes de chaleur sont négligeables par rapport à la quantité de chaleur générée par effet Joule à l'intérieur de la pièce traitée. Pour confirmer cela, Les puissances perdues par la pièce par convection et rayonnement ont été calculées en intégrant les flux de chaleur perdus sur toute la surface du disque traité et cela pour un chauffe de 0,5 s jusqu'à une température maximale de 1200°C. On retrouve alors des puissances moyennes perdues par convection et rayonnement de 0,43 kW et 0,29 kW respectivement contre une puissance moyenne reçue par la pièce de l'ordre de 55 kW. Pour confirmer ces résultats, deux simulations avec et sans convection ni rayonnement ont été faites et les résultats démontrent que la différence de température à la surface de pièce traitée entre ces deux cas de simulation ne dépasse pas les 1 degré. On peut alors négliger les pertes de chaleur par convection et rayonnement pour la présente étude.

CHAPITRE 3

ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DES PROPRIÉTÉS DU MATÉRIAU

3.1 Introduction

La distribution de température dans une pièce traitée par induction est énormément influencée par les propriétés thermiques et électromagnétiques du matériau. Comme on a pu le voir au chapitre précédent, ces propriétés dépendent de la température et du champ magnétique. Les données présentes dans la littérature correspondent à des mesures faites à l'équilibre thermodynamique, c'est-à-dire que les chauffeuses sont lentes ce qui n'est pas le cas de la chauffe étudiée (vitesse de chauffe supérieure à 2000°C/s). Il est donc nécessaire d'étudier les effets de la variation des propriétés du matériau sur la distribution de température.

Ce chapitre présente une étude de sensibilité du procédé de traitement thermique par rapport aux propriétés matériau avec le modèle 2D axisymétrique développé. L'utilisation d'un plan de simulation basé sur la conception d'expérience a permis d'étudier les effets couplés et de les exploiter de façon à converger vers des conclusions pertinentes sur les propriétés du matériau et sur la manière d'en tenir compte dans le modèle développé.

3.2 Étude de l'effet de chaque propriété matériau sur la température

Pour quantifier la sensibilité du profil de température en fonction des propriétés du matériau, les deux températures T_b au bord de la pièce et T_m au plan médian (Figure 3.1) sont déterminées par simulation. Dans les quatre sections suivantes, l'étude de l'effet des propriétés du matériau est effectuée en changeant seulement une propriété à la fois.

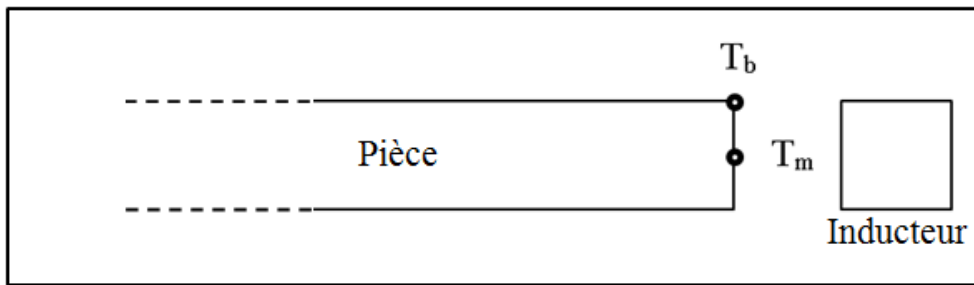


Figure 3.1 Points de mesure des températures T_b et T_m

3.2.1 Présentation des facteurs et leurs niveaux de variation

Comme on l'a cité précédemment, Ce chapitre est consacré à l'analyse de sensibilité permettant de coupler les quatre propriétés du matériau afin de dégager leurs effets et les interactions pouvant exister ainsi que l'importance de chacune d'entre elles dans le procédé de chauffe par induction. Il est d'abord nécessaire de définir des niveaux de variation pour ces propriétés et les intégrer dans le modèle développé.

3.2.1.1 Niveaux de variation de la perméabilité magnétique relative

La perméabilité magnétique relative a un effet important sur la profondeur et la distribution de la chaleur dans la zone où les courants induits sont concentrés. Son évolution en fonction de la température, présentée à la figure 2.4, est une représentation simpliste d'un comportement beaucoup plus complexe. En effet elle dépend aussi de l'intensité du champ magnétique (équations 2.26 et 2.27). Pour cette étude de sensibilité, la perméabilité magnétique relative initiale de 7 à 13 comme le montre la figure suivante :

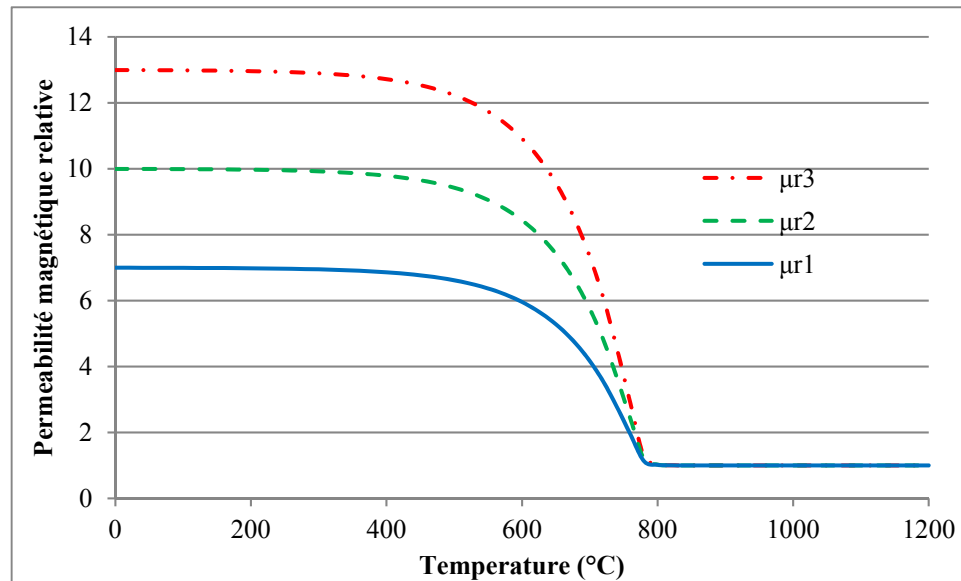


Figure 3.2 Niveaux de variation de la perméabilité magnétique relative

3.2.1.2 Niveaux de variation de la conductivité électrique

La conductivité électrique d'un matériau caractérise l'aptitude d'un matériau à laisser passer un courant électrique. Elle dépend de la température, de la vitesse de chauffe et de la microstructure. La variation de cette propriété en fonction de la température est représentée dans la figure 2.3, elle varie de façon quasi linéaire jusqu'à la température de début d'austénisation Ac_1 , puis reste constante au-delà de cette température. Cependant, on sait qu'une chauffe rapide du matériau entraîne un décalage des valeurs des températures de transformation Ac_1 et Ac_3 . Les niveaux de variations de la conductivité électrique ont été choisis en tenant compte de ce décalage comme le montre la figure ci-dessous. Chaque niveau correspond à une température Ac_1 allant de 820°C à 920°C avec un intervalle de 50°C.

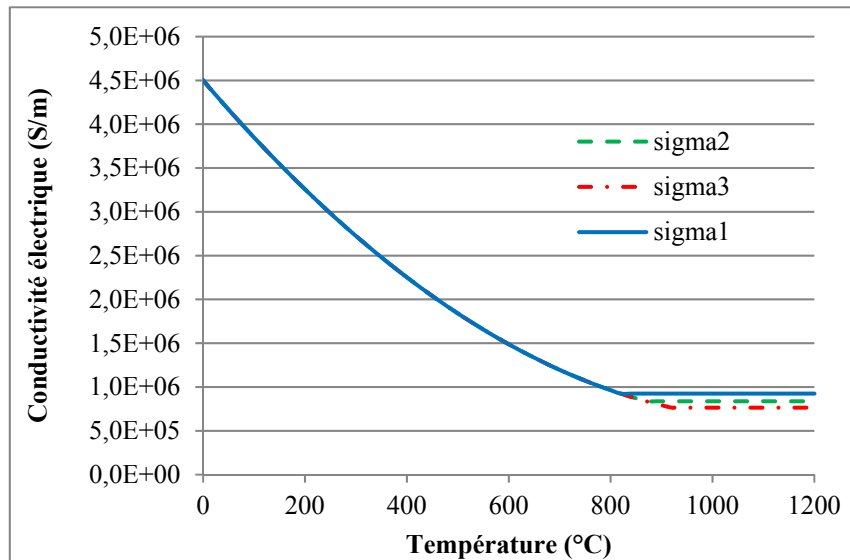


Figure 3.3 Niveaux de variation de la conductivité électrique

3.2.1.3 Niveaux de variation de la chaleur spécifique

Comme il a été décrit au chapitre précédent, la chaleur spécifique (C_p) représente la quantité d'énergie thermique qu'il est nécessaire de fournir à un corps de 1kg de masse pour élever sa température de 1°C. Sa courbe de variation en fonction de la température (figure 2.7) peut être décomposée en 4 zones. Une première zone linéaire légèrement croissante où la chaleur spécifique passe de sa valeur à température ambiante à une valeur C_{p1} à la température de début d'austénisation A_{c1} , ensuite elle augmente rapidement pour atteindre un pic (qu'on notera C_{p2}) entre les températures A_{c1} et A_{c3} , puis elle chute jusqu'à une valeur C_{p3} à la température A_{c3} . Finalement, la chaleur spécifique est supposée constante au-dessus de la température A_{c3} . Comme pour la conductivité électrique, la vitesse de chauffe influence grandement l'évolution de la chaleur spécifique, la construction des niveaux de variations de cette propriété prend en compte la variation des températures A_{c1} et A_{c3} et des valeurs de C_{p1} , C_{p2} et C_{p3} comme le montre la figure suivante :

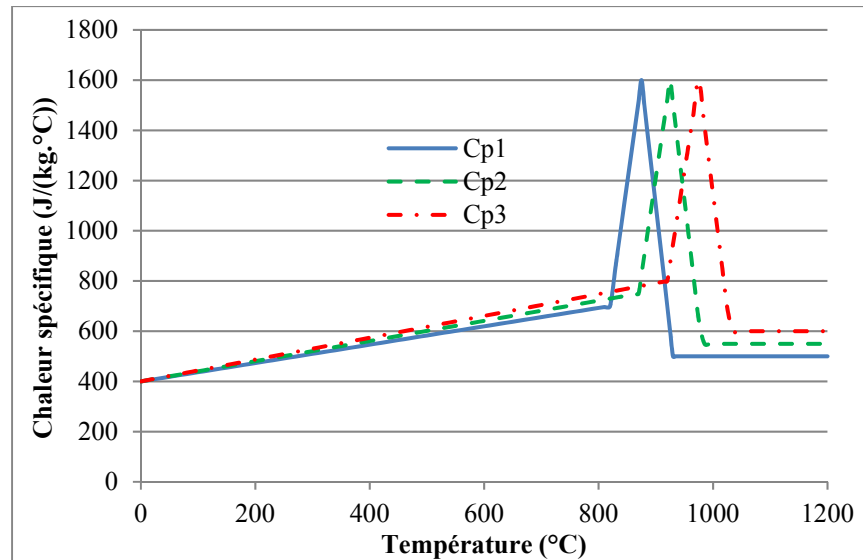


Figure 3.4 Niveaux de variation de la chaleur spécifique

3.2.1.4 Niveaux de variation de la conductivité thermique

La conductivité thermique du matériau caractérise la diffusion de l'énergie thermique générée par induction à partir des zones chaudes vers des régions froides. Cette propriété dépend de la température et de la vitesse de chauffe puisqu'elle enregistre un minimum au voisinage de la température de fin d'austénitisation Ac_3 . Les trois niveaux de k retenus correspondent à des comportements de conductivités pour des températures Ac_3 de 930 °C, 980 °C et 1030 °C (Figure 3.5).

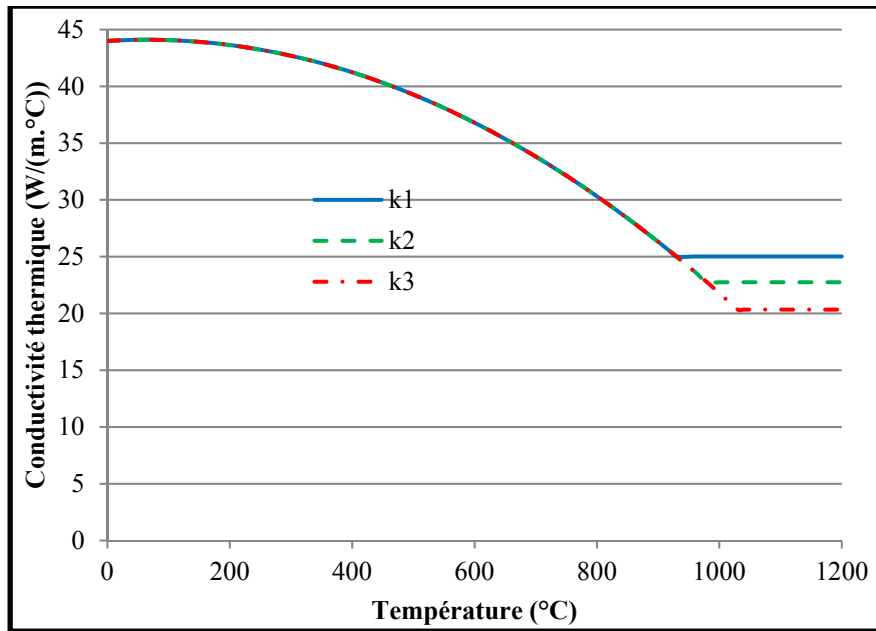


Figure 3.5 Niveaux de variation de la conductivité thermique

3.2.2 Plan d'expérience et résultats

Pour coupler les propriétés, il est nécessaire de se baser sur des outils statistiques et une conception d'expérience. En effet, le design expérimental est le modèle le plus couramment utilisé dans l'expérimentation et dans la simulation. De plus, l'utilisation d'une conception expérimentale basée sur des stratégies telles que les matrices orthogonales (MO) développées par Taguchi, conduit généralement à des conceptions de type fractionnaire efficace et robuste pour obtenir des informations statistiquement significatives avec un nombre minimum de tests (Box, 1978 et Ross, 1988). Le tableau 3.1 présente les facteurs et les niveaux utilisés dans la planification des simulations; Quatre facteurs à trois niveaux au total sont considérés et la conception qui satisfait ce problème est une matrice L_9 correspondant à 9 essais de simulation. Les températures T_b et T_m sont déterminées à la fin de la chauffe en fonction des facteurs utilisés.

Tableau 3.1 Plan d'expérience pour l'étude de sensibilité

Simulation n°	μ_r	σ	C_p	k	$T_b(^{\circ}\text{C})$	$T_m(^{\circ}\text{C})$
1	1	1	1	1	1047	1192
2	1	2	2	2	1025	1193
3	1	3	3	3	1007	1195
4	2	1	2	3	1089	1258
5	2	2	3	1	1057	1217
6	2	3	1	2	1127	1299
7	3	1	3	2	1101	1260
8	3	2	1	3	1161	1356
9	3	3	2	1	1119	1287

Les résultats des simulations (Tableau 3.1) ont été analysés en utilisant des outils statistiques. Afin de quantifier l'influence de chacun des paramètres matériau sur la distribution de température, deux indices statistiques (provenant de l'ANOVA) ont été utilisés : Le pourcentage de contribution et le graphe des effets moyens de chaque paramètre sur les deux températures T_b et T_m . Le pourcentage de contribution d'un facteur représente la partie de la variation totale observée dans l'expérience dont ce facteur est responsable. La somme des contributions de tous les facteurs plus celle des facteurs non contrôlés (erreur) doit correspondre à 100 %.

Le tableau 3.2 résume les contributions de tous les paramètres matériau (facteurs) aux variations des températures T_b et T_m . La perméabilité magnétique relative est le facteur contribuant le plus à la variation des températures avec 68 % et 75 % ce qui montre qu'il est crucial de bien décrire le comportement de cette propriété (en fonction de la température et du champ magnétique) afin d'obtenir des résultats fiables. On remarque que la température à

la surface de la pièce est sensible par rapport aux variations de la chaleur spécifique, néanmoins, l'effet des variations de cette propriété ne peut guère être négligé car il représente environ le quart de la variation des deux températures T_b et T_m . Une bonne caractérisation de la chaleur spécifique réduirait considérablement l'erreur du calcul numérique. Quand à la conductivité thermique, son influence sur la distribution de température reste limitée avec un pourcentage de contribution de 8.2 % et 1.1 % sur T_b et T_m respectivement. Finalement, on constate que la variation de la conductivité électrique n'a pratiquement pas d'effet sur les températures T_b et T_m . La valeur nulle de l'erreur montre qu'il n'y a pas d'interaction entre ces différents paramètres.

Tableau 3.2 Contribution en pourcentage des paramètres sur T_b et T_m

Caractéristiques	μ_r (%)	C_p (%)	k (%)	σ (%)	Erreur (%)
T_b	68.1	20.1	8.2	3.6	0
T_m	75.2	23.5	1.1	0.2	0

Les figures 3.4 et 3.5 présentent les diagrammes des effets moyens des facteurs sur les températures T_b et T_m respectivement. Ces deux diagrammes permettent de tirer des conclusions similaires. Ils confirment l'importance de l'effet de la perméabilité magnétique relative puisqu'on remarque qu'une surestimation de 3 de la valeur de la perméabilité magnétique relative à température ambiante entraîne une augmentation de température d'environ 40 degrés. Globalement on constate que la température T_b est affectée par la variation des quatre facteurs tandis que T_m ne l'est que par la perméabilité magnétique relative et la chaleur spécifique.

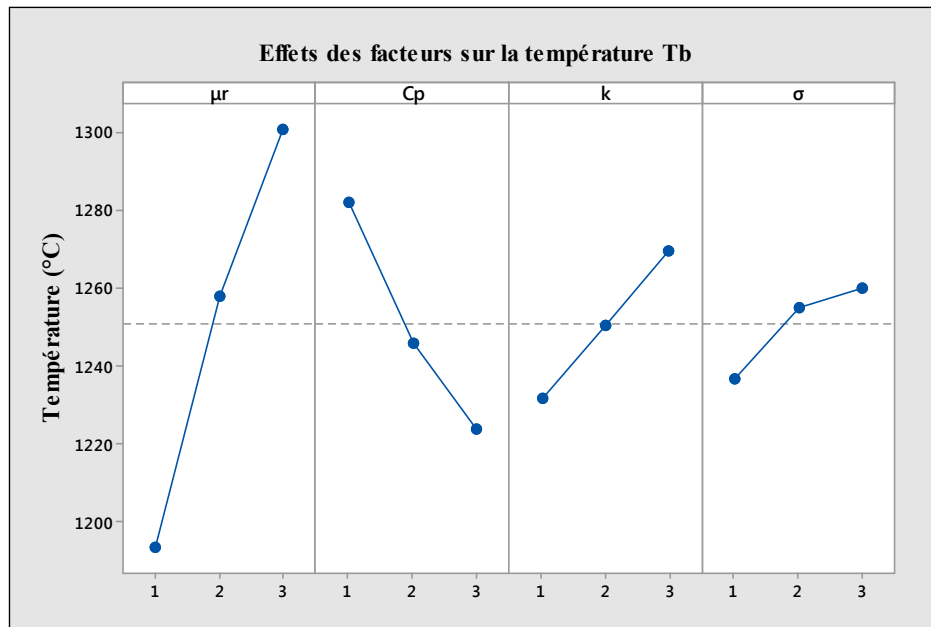


Figure 3.6 Effets moyens des facteurs sur Tb

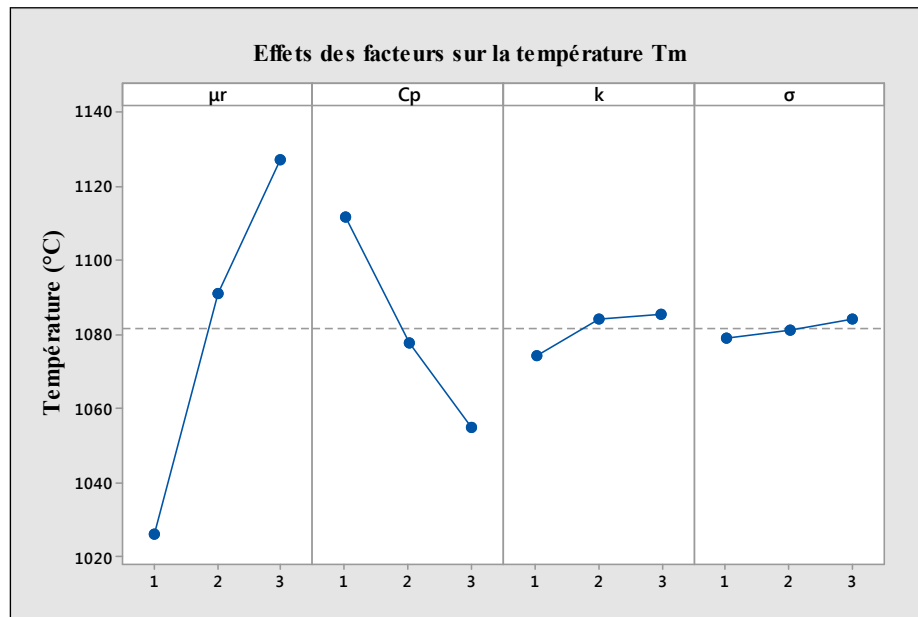


Figure 3.7 Effets moyens des facteurs sur Tm

3.3 Discussion

L'étude de sensibilité des propriétés du matériau a permis de constater que la perméabilité magnétique relative est la propriété la plus importante dans le traitement thermique par induction. En effet, cette propriété a un effet considérable sur les effets électromagnétiques tels que l'effet de peau et l'effet de bord. Les autres propriétés ont moins d'effet sur les températures en surface. En l'absence de mesures hors équilibre thermodynamique, les propriétés du matériau mesurées à l'équilibre thermodynamique peuvent être utilisés dans la simulation afin d'étudier le comportement global du procédé de chauffe par induction en fonction des paramètres machine. Cependant, des mesures précises dans des conditions de chauffe rapide sont exigées si on veut développer des modèles de prédiction du profil de température en fonction des paramètres machine. Comme cité précédemment, ces mesures sont très difficiles à trouver. Le chapitre suivant présente une validation expérimentale permettant de calibrer le modèle développé à travers l'optimisation du comportement des propriétés matériau en fonction de la température.

CHAPITRE 4

VALIDATION EXPÉRIMENTALE DU MODÈLE NUMÉRIQUE

Ce chapitre présente une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux. Les tests et mesures expérimentaux ont été menés par Benjamin Larregain, doctorant à l'ÉTS, qui explique en utilisant des laques thermosensibles comment obtenir des mesures fiables de la température le long de disques et d'engrenages en AISI 4340 traités par induction pendant des temps très courts.

Dans ce chapitre sont présentés la machine sur laquelle les essais ont été faits, ses différents modes de fonctionnement, une brève description de la méthodologie de mesure de température ainsi que la validation expérimentale du modèle numérique développé.

4.1 Présentation de la machine à induction

Tous les essais expérimentaux ont été réalisés sur la machine à induction magnétique EFD au sein du laboratoire LOPFA à l'école de technologie supérieure à Montréal.

La machine de chauffage par induction magnétique EFD est composée de quatre parties comme le montre la figure 4.1 :

- Un premier générateur fonctionnant à haute fréquence (HF), avec une fréquence qui varie entre 150 kHz et 250 kHz et une puissance maximale pouvant atteindre 450 kW. Ce générateur a la particularité d'adapter sa fréquence en fonction de l'inducteur utilisé et de la pièce traitée.
- Un second générateur moyenne fréquence (MF), permettant de traiter des pièces avec une fréquence de 10 kHz et fournissant une puissance maximale de 550 kW.

- Un pupitre de commande qui permet de sélectionner la consigne de puissance, de fréquence et de temps de chauffe. Il permet aussi de régler la position de la pièce avec une précision de déplacement verticale de $25\text{ }\mu\text{m}$. Le contrôle des paramètres machine lors des étapes de traitement est assuré par un module de surveillance en temps réel (Real time monitoring - RTM).
- La partie active de la machine qui contient l'inducteur, la douche de refroidissement, la pièce à traiter et le filtre qui permet d'utiliser les deux générateurs simultanément.

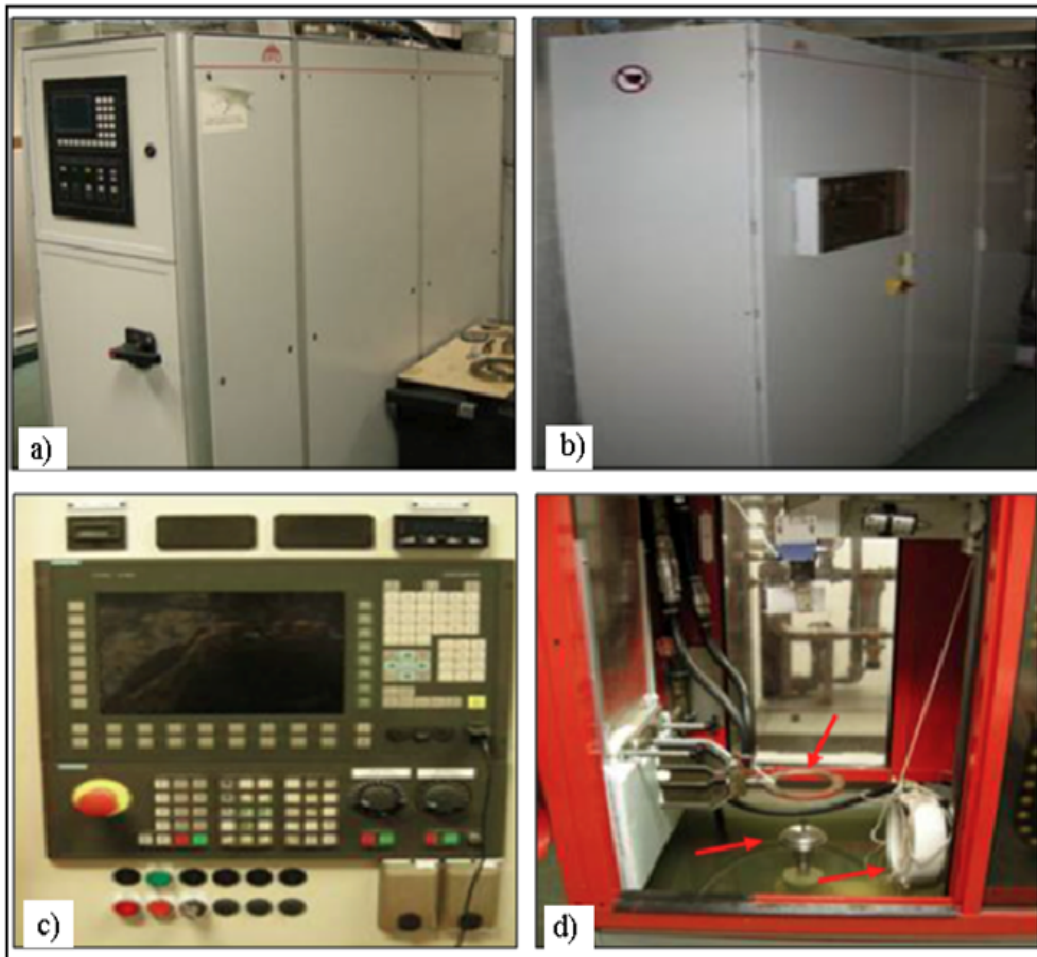


Figure 4.1 Photos des quatre organes de la machine de chauffage par induction.

- a) Le générateur HF, b) Le générateur MF, c) Le pupitre de commande,
d) La partie active

L'inducteur est une pièce fixe de la machine à induction et possède deux circuits distincts. Le premier est un circuit électrique par lequel circule le courant alternatif nécessaire à la génération du champ magnétique. Le second est un circuit de refroidissement à l'eau qui permet de refroidir l'inducteur pendant son fonctionnement car ce dernier est soumis aux effets de la chaleur transmise par le rayonnement de la pièce traitée. La pièce est fixée sur l'arbre rotatif à l'aide de deux cylindres de fixations. Le mouvement de rotation de l'arbre a pour but d'homogénéiser la chauffe de la pièce.

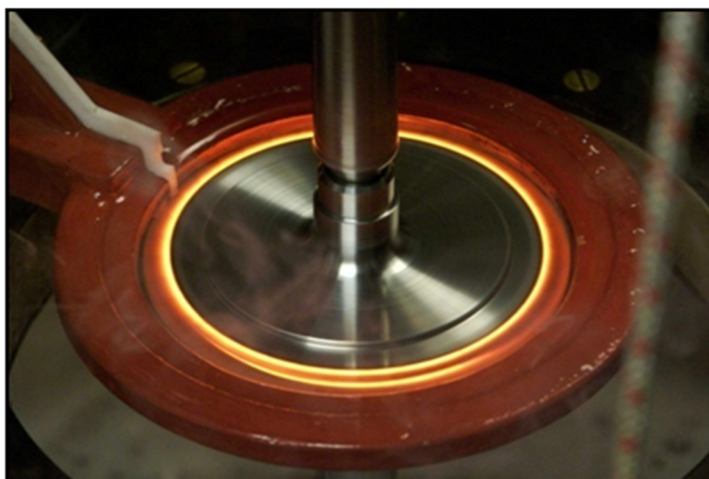


Figure 4.2 Photo du montage disque + inducteur

4.2 Modes de fonctionnement de la machine à induction

La machine à induction EFD peut être utilisée selon deux modes de fonctionnement. Un premier mode appelé «DC power», il contrôle un générateur qui fournit une puissance constante durant la chauffe. Un second mode appelé «AC current», qui génère un courant constant dans l'inducteur. Chacun de ces modes est utilisé pour des applications différentes, le premier est adapté pour des charges constantes et pour des applications industrielles, alors que le deuxième est convenable pour des applications correspondant à des géométries variables. (EFD Induction 2006).

Avant de commencer la comparaison des deux modes, il faut noter que sur le logiciel de simulation multiphysique COMSOL, seul le courant dans l'inducteur peut être contrôlé durant la chauffe par induction, ce qui rend la simulation du mode de chauffe à puissance constante impossible. Pour remédier à ce problème, un programme MATLAB a été mis en place dans le but de piloter le modèle de simulation développé sur COMSOL, ce programme a pour objectif de calculer la puissance fournie par l'inducteur et d'ajuster la valeur de l'intensité du courant toute les 0.005 secondes afin de garder une puissance constante durant la chauffe. Le couplage COMSOL-MATLAB est possible avec le logiciel COMSOL WITH MATLAB. La figure 4.3 représente le schéma de ce couplage utilisé pour simuler la chauffe à puissance constante.

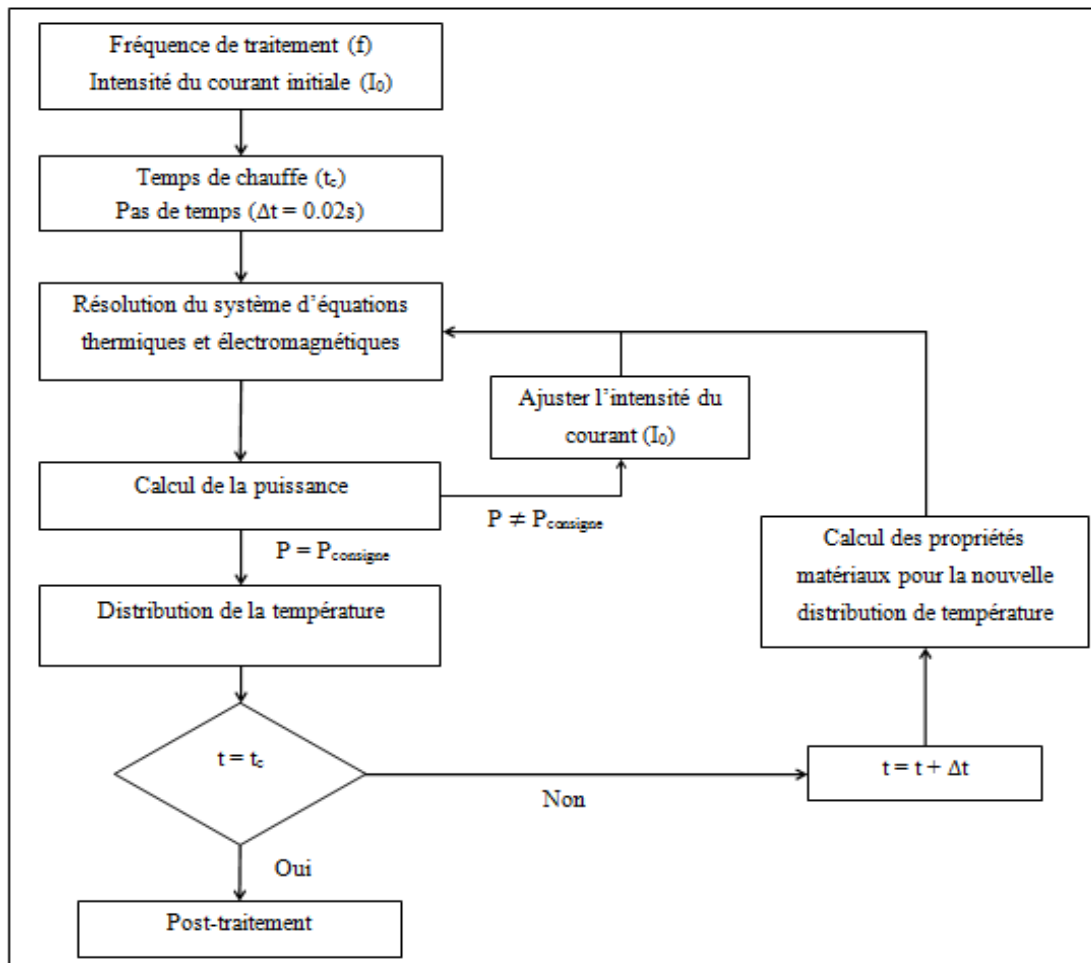


Figure 4.3 Schéma du couplage COMSOL-MATLAB

La figure 4.4 présente l'évolution de la puissance reçue par la pièce durant la chauffe par induction. La puissance reste évidemment constante pour le mode «DC power» avec tout de même des petites variations mais qui ne dépasse pas 0.5 kW. Ce qui est intéressant à voir, c'est l'évolution de la puissance pour le cas «AC current». On remarque que la puissance augmente au début de la chauffe pour atteindre une valeur maximale puis diminue jusqu'à la fin de la chauffe. Cette évolution peut être expliquée par le fait qu'au début de la chauffe la conductivité électrique de la pièce traitée diminue avec la température (figure 2.3), donc la résistivité électrique augmente, et puisque le courant reste constant, la puissance de chauffe par effet Joule augmente. Cette puissance continue à augmenter jusqu'à ce que la température de Curie soit atteinte. Lorsque cette température est atteinte, la profondeur de pénétration augmente et les courants induits se déplacent en profondeur dans la pièce, ce qui entraîne une diminution de l'intensité du champ magnétique (car le courant reste constant), et donc une diminution de la puissance.

Il faut noter que la valeur de l'intensité du courant initiale pour le mode courant constant a été choisie de manière à ce que la puissance moyenne soit égale à celle du mode puissance constante. La puissance moyenne reçue par la pièce est alors la même pour les deux modes, mais avec une distribution différente dans le temps.

La figure 4.5 montre l'évolution de la puissance mesurée pour les deux modes «AC current» et «DC power». On remarque que la puissance en mode puissance constante suit la même évolution qu'on vient de décrire précédemment et qui est obtenue par simulation.

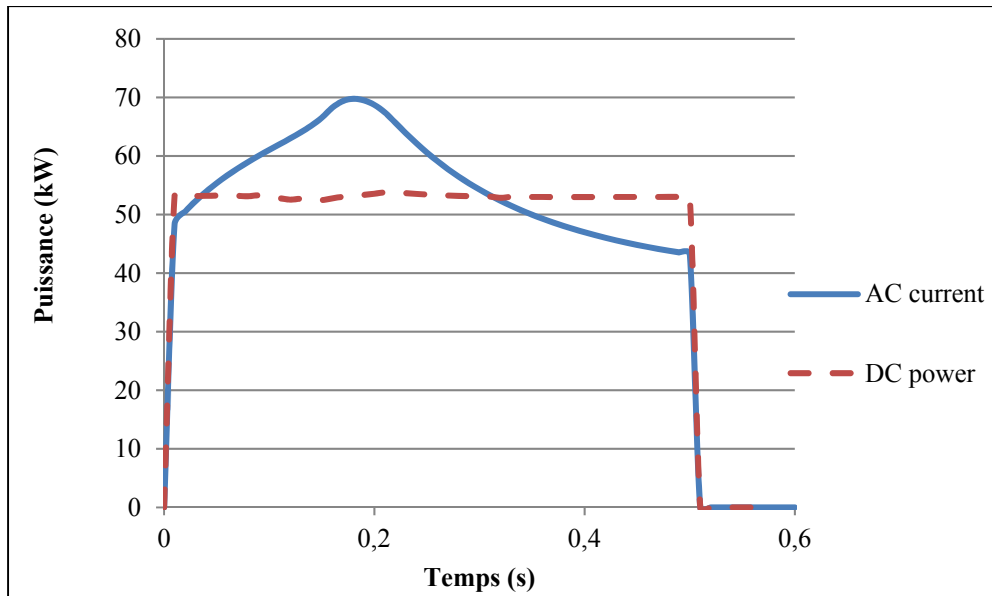


Figure 4.4 Puissances simulées en mode «AC current» et «DC power»

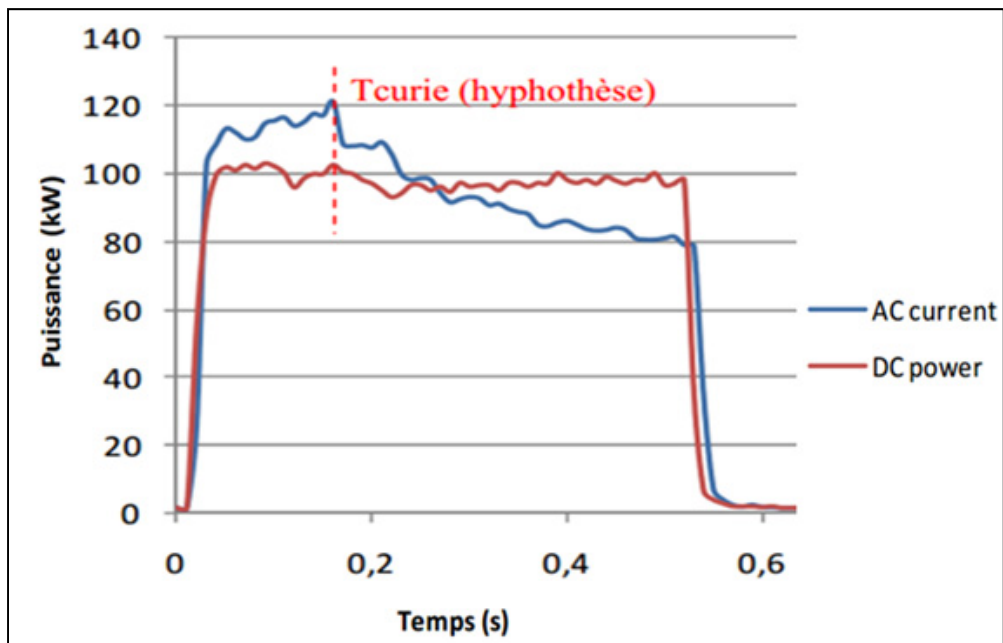


Figure 4.5 Puissances mesurées en mode «AC current» et «DC power»
Tirée de Blut (201, p.37)

Les profils de température, relevés à la surface supérieure du disque pour différents instants de la chauffe, et pour les deux modes puissance constante et courant constant (correspondant aux distributions de puissance de la figure 4.4), sont représentés sur la figure 4.6. Après 0.1 s de chauffe, les profils de température sont pratiquement les mêmes avec une légère différence à la surface. Cette différence est plus significative à l'instant 0.2 s, à cet instant-là, la puissance reçue par la pièce atteint son maximum (figure 4.4), ce qui explique le fait que la pièce traitée en mode courant constant soit nettement plus chaude en surface que celle traitée en mode puissance constante. À la fin de la chauffe, les profils de température s'inversent, et la pièce traitée en mode «DC power» devient plus chaude en surface que celle traitée en mode «AC current». Ce qu'il faut aussi retenir, c'est que pour chauffer une pièce à des températures supérieures à 1200°C, il faut fournir légèrement plus de puissance en mode de chauffe «AC current» qu'en mode de chauffe «DC power».

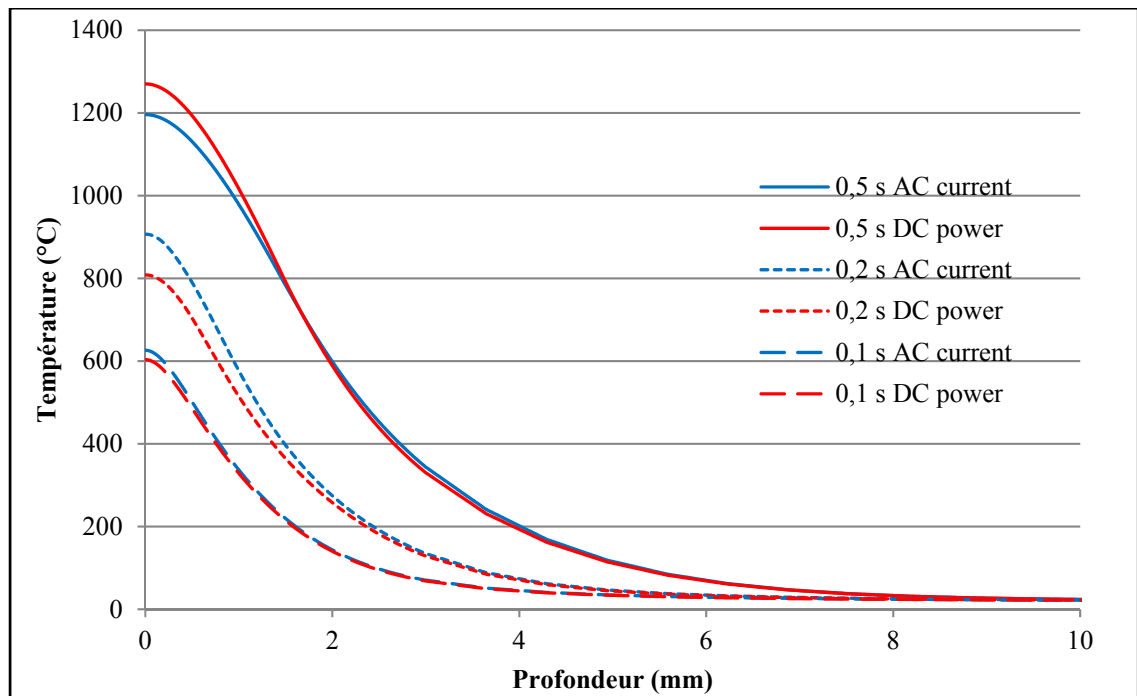


Figure 4.6 Distribution de la température sur la surface de la pièce pour les modes «AC current» et «DC power»

4.3 Procédure expérimentale de mesure de température

Comme on a pu le voir précédemment, la pièce traitée est mise en rotation afin d'homogénéiser la chauffe de cette dernière. Cette rotation empêche la mise en place de thermocouple directement sur la pièce, car les thermocouples sont connectés, à l'aide de fils, à un appareil électronique de mesure. La rotation de la pièce peut alors causer la torsion ou l'arrachage des fils de connexion. Il est donc impossible d'avoir recours aux thermocouples pour mesurer la température de la pièce durant la chauffe par induction. Une alternative aux thermocouples serait d'utiliser des pyromètres ou des caméras infrarouges. Cependant, la précision de ces derniers dépend fortement de la calibration de l'émissivité du matériau qui varie avec la température.

Pour contourner ces problèmes, la solution était d'utiliser des laques thermosensibles. Ces laques sont solides à températures ambiantes mais à une température précise, par exemple 1038°C, elles se subliment de manière quasi-instantanée. Les vapeurs émises lors de cette sublimation sont observables à l'œil nu et informe le manipulateur que la température atteinte à l'endroit de dépôt de la laque est celle de sublimation de la laque. La figure 4.7 montre une photo d'un cylindre recouvert de laques thermosensibles.

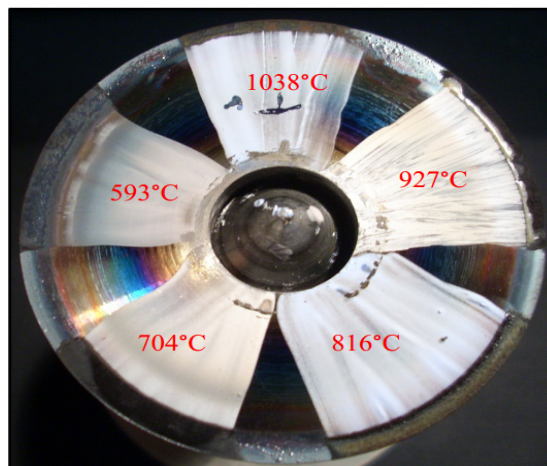


Figure 4.7 Photo d'un cylindre recouvert de laques thermosensibles
Tirée de Blut (2010, p.114)

La figure 4.8 représente le montage expérimental utilisé pour mesurer la température durant la chauffe par induction d'un engrenage en AISI 4340 (Le même montage a été utilisé pour les disques). Avant chaque test, la surface supérieure de la pièce est recouverte d'une laque thermosensible spécifique. Une caméra haute-vitesse est placée à 25 cm au-dessus de la pièce à l'aide d'un trépied. La pièce est éclairée de façon à ce que les taches de la laque thermosensible apparaissent uniformes.

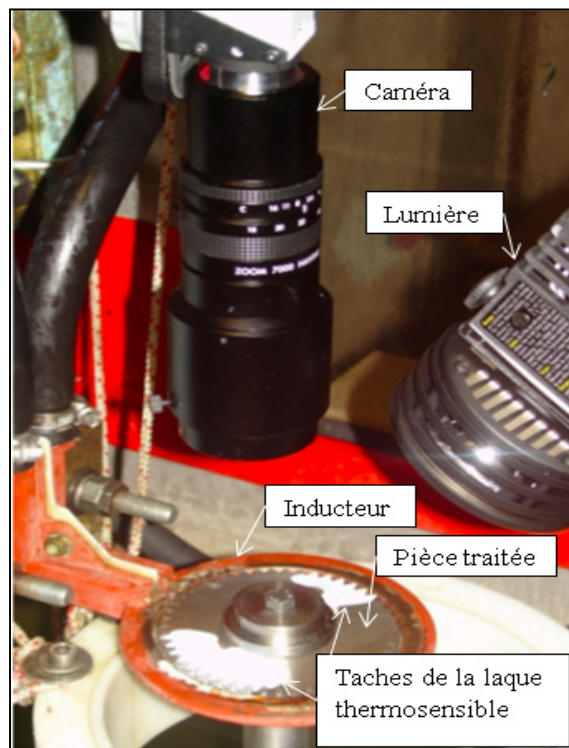


Figure 4.8 Montage expérimental
adaptée de Larregain et al. (2013, p.3)

La caméra enregistre des images de 512×352 pixels à une fréquence de 3000 images par seconde. Toutes les images enregistrées sont converties en image 8 bits à l'aide d'un programme de traitement d'images, puis une référence temporelle est fixée afin de synchroniser tous les essais faits sur la pièce. Ensuite vient l'étape de stabilisation. Elle consiste à éliminer les vibrations qui provoquent de légers décalages entre deux images successives. Une fois toutes les vibrations éliminées, on passe alors à la segmentation. Cette

opération a pour but de séparer la région où la laque s'est sublimée et le reste de l'image. La frontière entre ces deux régions représente l'isotherme (température de sublimation de la laque). Le but de ces mesures, rappelons-le, est de suivre la trace de cette isotherme durant toute la chauffe. L'étape finale de traitement d'image est l'ajustement spatial. Elle consiste à ajuster toutes les images segmentées, en faisant une série de rotations et translations, afin d'avoir la même référence spatiale pour toutes les isothermes issues de tous les tests. La figure 4.8 représente le schéma de toutes les étapes de traitement d'image.

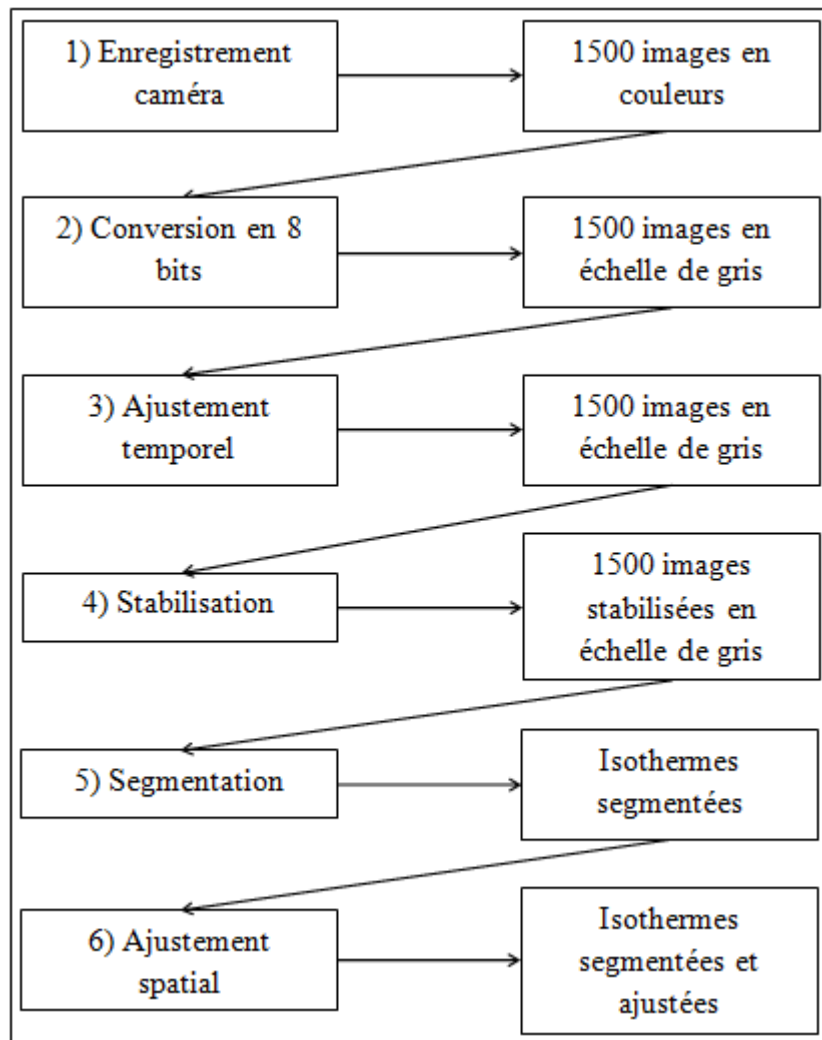


Figure 4.9 Schéma des étapes de traitement d'images
Adaptée de Larregain et al. (2015, p.4)

4.4 Résultats de la validation expérimentale

La figure 4.9 présente l'évolution des isothermes issues de la simulation en mode courant constant, et de celles mesurées expérimentalement en utilisant la méthode décrite dans le paragraphe précédent. Les cinq laques utilisées pour la mesure de températures ont pour températures de sublimation 621°C, 704°C, 816°C, 927°C et 1038°C. On remarque une nette différence entre l'évolution des isothermes simulées (en traits pointillés) et celles mesurées expérimentalement (en traits continus). L'amorçage des isothermes 816°C, 927°C et 1038°C simulées se fait bien avant celui des isothermes mesurées. On remarque aussi un changement de pente important dans l'évolution des isothermes simulées, ceci est lié directement à l'évolution de la puissance qu'on a vu précédemment pour le mode courant constant. À partir du moment où la pièce atteint la température de Curie (775°C), la puissance reçue par la pièce commence à diminuer, ce qui entraîne une baisse de la vitesse de chauffe et donc un changement de pente. Il faut noter tout de même que la distribution final de la température ($t = 0.5$ s) est à peu près la même.

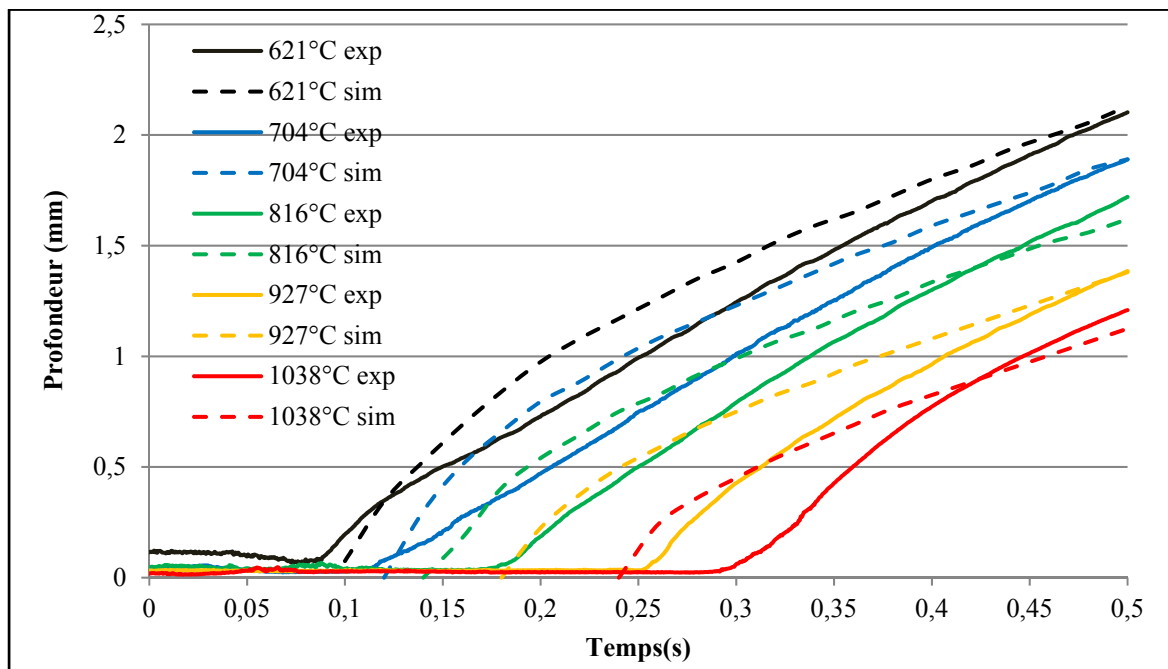


Figure 4.10 Évolution des isothermes simulées (mode AC current) et celles mesurées (mode DC power)

La différence de distribution de température observée dans le graphe précédent est tout à fait normale car les tests de simulation de chauffe par induction ont été fait en mode courant constant, or les tests expérimentaux sont quant à eux réalisés en mode puissance constante. Pour mieux comparer les résultats du modèle numérique et de l'expérience, des simulations ont été faites en mode puissance constante. En calibrant les paramètres thermiques du matériau à savoir la chaleur spécifique et la conductivité thermique ainsi qu'en ajustant les températures de transformations Ac_1 et Ac_3 , on a pu trouver une bonne correspondance entre les résultats de la simulation et les mesures expérimentales comme le montre la figure 4.10. On constate une nette amélioration ce qui est tout à fait normal, puisque la simulation et les tests expérimentaux sont tous les deux effectués en mode puissance constante. De plus, les retards/avances d'amorçage des isothermes simulées par rapport aux isothermes mesurées expérimentalement sont presque négligeables (quelques centièmes de milliseconde).

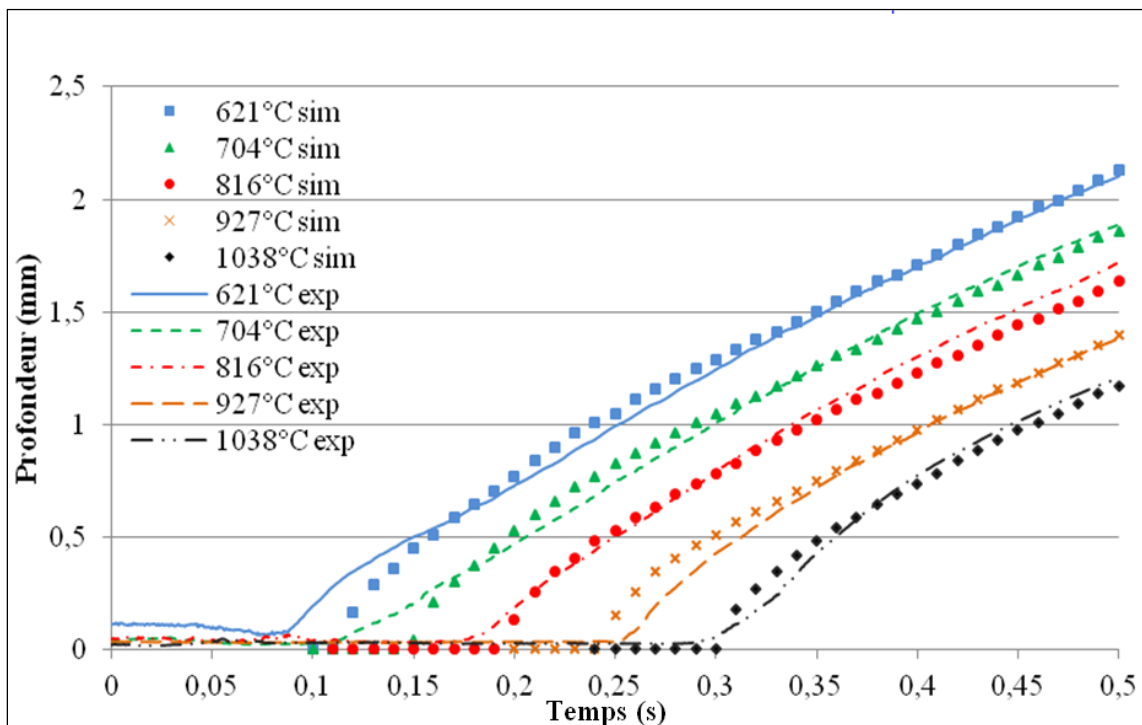


Figure 4.11 Évolution des isothermes simulées (mode DC power) et celles mesurées (mode DC power)

Les propriétés de l'acier 4340 qui ont été ajustés sont la chaleur spécifique et la conductivité thermique. Les figures 4.12 et 4.13 représentent l'évolution de ces propriétés en fonction de la température après optimisation. Les températures de transformations Ac_1 et Ac_3 ont été décalées par rapport à leurs valeurs théoriques. Les valeurs ajustées de ces températures dans le cadre de cette étude sont présentées dans le tableau 4.1.

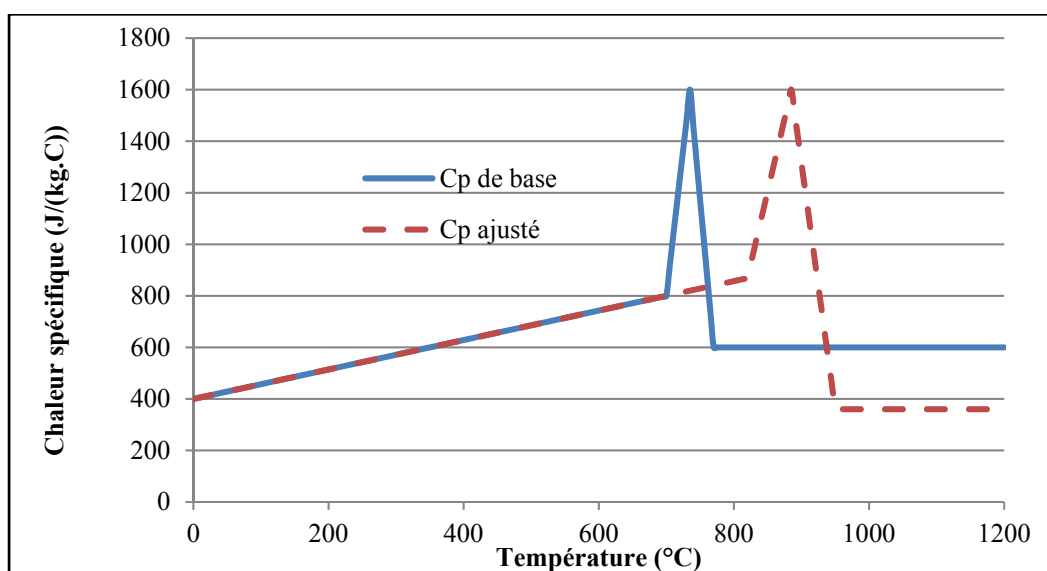


Figure 4.12 Évolution de la chaleur spécifique ajustée

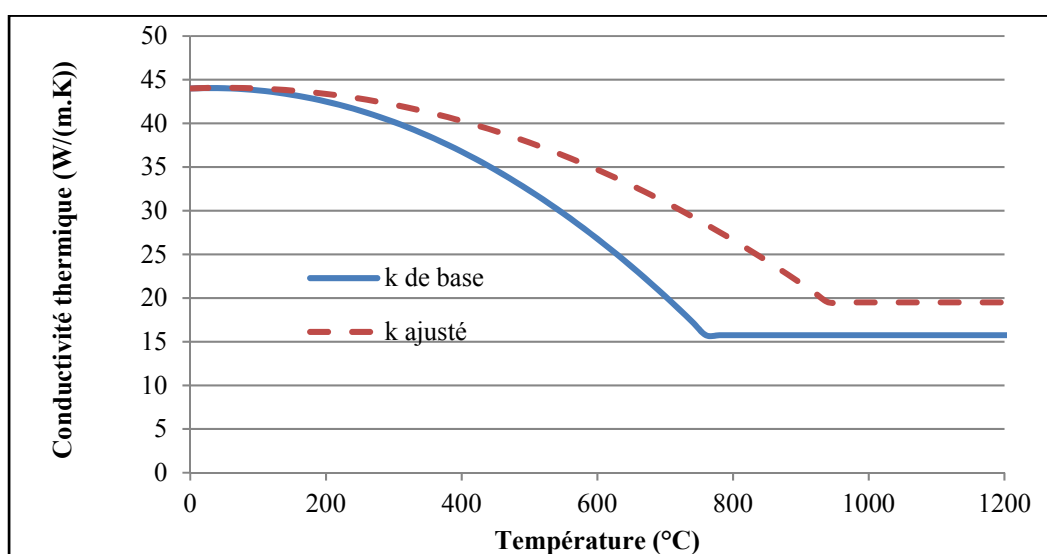


Figure 4.13 Évolution la conductivité thermique ajustée

Tableau 4.1 Valeurs des Températures Ac_1 et Ac_3 ajustées

Température de transformation	Valeur théorique (°C)	Valeur ajustée (°C)
Ac_1	692 - 705	820
Ac_3	755 - 773	950

CONCLUSION

Cette maîtrise avait comme objectif la simulation de la chauffe par induction d'un disque en AISI 4340. Pour cela un modèle numérique a été développé pour mieux comprendre l'interaction des différents phénomènes physiques présents dans l'induction. Un modèle 2D axisymétrique a été mis en place en utilisant logiciel multiphysique COMSOL afin de prédire la distribution de température dans le disque traité.

Un des premiers défis rencontrés durant cette étude était la caractérisation du matériau. Face à la difficulté de trouver, dans la littérature, des paramètres matériau fiables qui représentent bien le comportement de l'acier AISI 4340 lors d'une montée en température très rapide, les données disponibles mesurées dans des conditions d'équilibre thermodynamique ont été considérées comme point de départ pour cette étude. La conception du modèle numérique a été ralentie par des problèmes de convergence ainsi que la l'impossibilité de simuler une chauffe avec puissance constante sur COMSOL. La solution à ce dernier problème consistait à passer par Matlab afin de contrôler le courant dans l'inducteur pour garder une puissance constante tout au long de la chauffe par induction.

Une fois le modèle numérique mis en place, une étude de convergence a été faite afin de réduire le temps de calcul sans pour autant perdre en termes de précision. Cette étude de convergence, qui a porté sur le maillage et le pas de temps de calcul, a permis la mise en place d'un modèle numérique robuste et précis.

Les premiers résultats de la simulation de chauffe par induction présentaient un décalage avec les mesures expérimentales. Ce décalage est principalement dû au fait que les propriétés du matériau ne correspondent pas à des conditions de chauffe rapide comme cité précédemment. Afin de connaître l'effet des variations des paramètres du matériau sur la distribution de température dans la pièce traitée, une étude de sensibilité a été faite. Cette étude a pris en compte le fait que lors d'une montée rapide en température, les valeurs des températures de transformation austénitique augmentent. Ces températures jouent un rôle

important dans la caractérisation du matériau puisque l'évolution de quasiment toutes les propriétés matériau en dépend (sauf pour la perméabilité magnétique relative). L'étude de sensibilité a démontré que la perméabilité magnétique relative est la propriété qui a le plus d'effet sur la température en surface de la pièce traitée, d'où l'importance de bien caractériser l'évolution de cette propriété en fonction de la température et du champ magnétique. L'étude a aussi montré que la variation de la chaleur spécifique a un effet considérable sur la température finale tandis que la variation de la conductivité électrique n'influence pratiquement pas la distribution de température.

En se basant sur les résultats de l'étude de sensibilité faite sur les différents paramètres matériau, la chaleur spécifique ainsi que la conductivité thermique ont été ajustées afin de se rapprocher des résultats expérimentaux. Après un long processus d'optimisation, Le modèle numérique a pu reproduire l'historique thermique mesuré expérimentalement.

Malheureusement, la capacité du modèle numérique développé à prédire l'évolution de la température dans la pièce traitée pour d'autres paramètres de chauffe par induction n'a pas pu être vérifiée car les mesures expérimentales disponibles ne correspondaient qu'à une seule recette de chauffe. Cependant, cette étude a montré qu'avec les bons paramètres matériau, le modèle numérique développé peut prédire l'historique thermique. Cet historique thermique peut être utilisé ensuite pour calculer les profils de dureté, de contraintes résiduelles ou de tailles de grains ce qui pourrait être le sujet d'autres études à l'avenir.

ANNEXE I

ARTICLE DE CONFÉRENCE : INTERNATIONAL CONFERENCE ON HEATING BY ELECTROMAGNETIC SOURCES PADOVA, ITALY, 2016

TEMPERATURE HISTORY MODELING AND VALIDATION OF FAST INDUCTION HARDENING PROCESS

Achraf Senhaji⁽¹⁾, Benjamin Larregain⁽¹⁾, Nicolas Vanderesse⁽¹⁾, Philippe Bocher⁽¹⁾

⁽¹⁾ École de technologie supérieure, 1100 Rue Notre-Dame Ouest, Montréal, QC
H3C 1K3, Canada

ABSTRACT. Induction hardening is a surface heat treatment that offers many advantages compared to thermo-chemical processes such as carbonizing and nitriding treatments. It is an attractive combination of speed, consistency, and control. However, physics interaction between electro-magnetic fields and heat transfer makes this process challenging for developers. For this reason, industrials rely on simulations to allow thermal history and structural state to be predicted. Due to the complexity of the material properties interactions with temperature and heating rate, experimental validations of the temperature evolutions are required to ensure the proper modeling of the process. In this paper, a 2D axisymmetric model is developed using the computer modeling software COMSOL to predict the temperature distributions and their evolution during the induction heating of a 4340 steel disc. It includes the coupling between electromagnetic and thermal fields and takes into consideration the non-linear behavior of the material properties as a function of temperature. A sensitivity study of the material properties is performed and the developed model is refined thanks to experimental tests. The obtained results show that the relative magnetic permeability is the most significant property to influence surface temperatures, justifying a proper calibration of this parameter for proper predictions. Results also show that the 2D model can predict the temperature distributions with a fairly good accuracy.

INTRODUCTION

Over the last few decades, induction heating has become a popular surface heat treatment. It is used to generate a martensitic layer on mechanical part in order to improve hardness, wear resistance, and enhance fatigue life. This process offers several advantages: it provides reliable, repeatable, non-contact, and energy efficient heating in a minimal amount of time [1-2]. Despite all these advantages, induction heating remains very complex and hard to

master due to its multiphysics nature [3]. The interactions between electromagnetic, thermal, and metallurgical phenomena make the overall behavior of this process hard to grasp for a new geometry. Traditionally, manufacturers have based their efforts on analytical and experimental approaches to confirm that the induction heating treatments are able to produce components with proper mechanical performances. These approaches are very costly and require significant developing time. To avoid long and sometimes unsuccessful test campaigns, the industry relies on simulation efforts to predict the hardness profile of treated parts. Simulation allows the complex coupling nature of the global process to be better understood.

Temperature measurements are necessary to validate the simulation models. Accurate information on the temperature field evolution in the induction heated part is useful to, not only validate the numerical models, but also optimize the induction process itself [1-4]. However, the measurement of temperature evolution during induction heating faces several challenges. The temperature measurement technique employed must be able to provide data from ambient temperature up to the austenitic transformation temperatures which are between 750°C and 1000°C. Moreover, due to the fast heating rates (the part can be treated in a fraction of a second), the measurement medium must provide very high acquisition rates, i.e., high signal acquisition frequencies and short response times. Finally, the thermal gradients are localized and there is a need for a high spatial resolution.

The paper presents a 2D axisymmetric model developed using the multiphysics modeling software COMSOL. This model allows the temperature distributions and their evolution during the induction heating to be simulated for a 4340 steel disc. It includes the coupling between electromagnetic and thermal fields and takes into consideration the non-linear behavior of the material properties as a function of temperature. A sensitivity study of the material properties is performed and the developed model is validated using temperature measurements obtained by the temperature-indicating lacquers method detailed in [5].

SIMULATION

The developed 2D axisymmetric model includes a 4340 steel disc having a diameter of 106.1 mm and a thickness of 7 mm as represented in figure 1a, it also includes a copper coil with a thickness of 7 mm and with an internal and external diameter of 109.5 and 118.5 mm, respectively. A local dielectric environment (air box) having vacuum permittivity and permeability is magnetically isolated at boundaries and surrounds the main components (disc and coil). The mesh was refined in the critical regions (on the disc surface where magnetic field gradients are severe, and in the gap between the coil and the disc) and it was relaxed in the non-critical regions so that the simulation would produce good results in a short amount of time. A mapped mesh in the 4340 disc is preferred instead of a triangular one in order to correspond to the experimental measurement points. The final mesh (obtained after a convergence study) is represented in figure 1b.

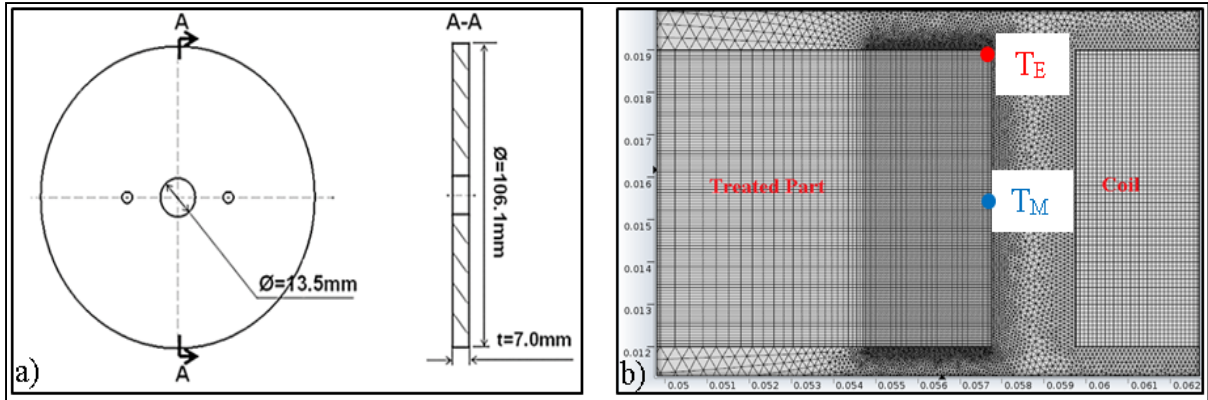


Figure 1: Treated disc: (a) dimensions and (b) final mesh representation

The simulation parameters are the imposed current in the coil (A), the frequency (Hz), and the heating time (s). The frequency used in this study is 190 kHz, the heating time is 0.5 s and the power is kept constant at 58kW. The 2D axisymmetric model takes into account the following boundary limits: the ambient temperature is set to 20°C, the heat loss by convection is supposed equivalent to conduction in the air at interface due to the very short heating time and the heat loss by radiation is neglected for the same reason. As mentioned above, all the 4340 steel properties depend on temperature, except the relative magnetic permeability which depends on both, temperature and magnetic field intensity. The main electromagnetic and thermal properties of the heated disc, the coil, and the ambient environment are presented in table 1. The relative magnetic permeability (μ_r), the electrical conductivity (σ), the specific heat (C_p) and the thermal conductivity (k) were varied (for the purpose of a sensitivity study). The levels of variations of these properties are presented in figures 2 and 3.

Table 1: Electromagnetic and thermal properties

	Magnetic permeability	Electrical conductivity (S.m^{-1})	Thermal conductivity ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Specific heat ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)
Disc	μ_r (T, H)	σ (T)	k (T)	C_p (T)
Coil	1	5.10^7	400	358
Air	1	0	0.026	1010

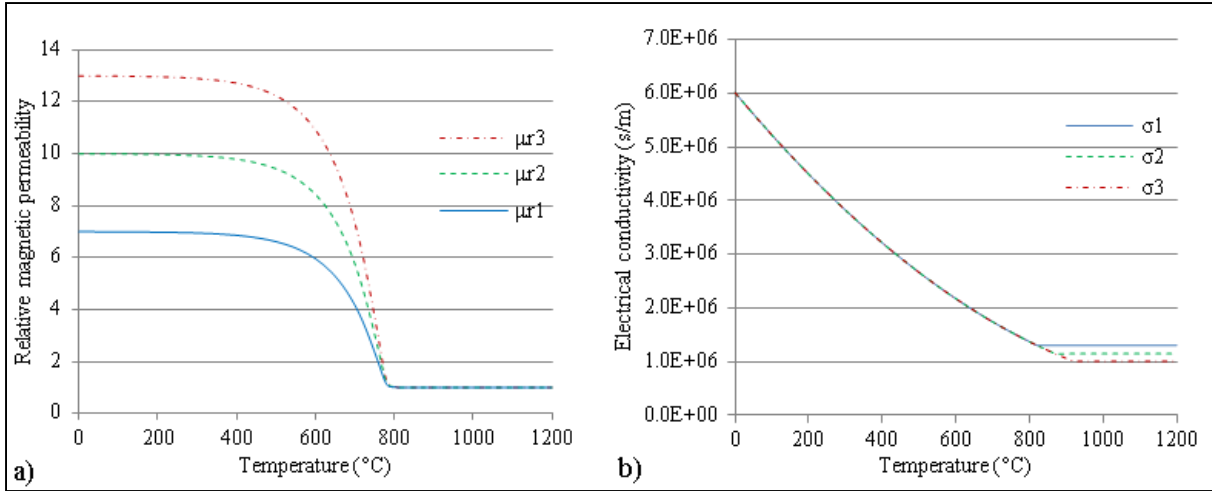


Figure 2: Levels of variation of (a) the relative magnetic permeability and (b) the electrical conductivity

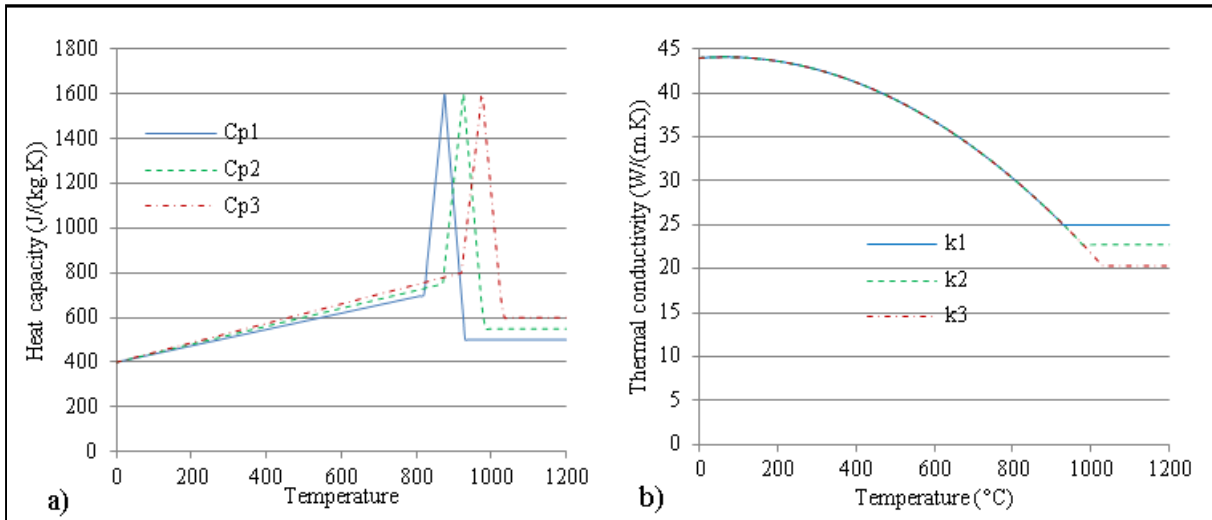


Figure 3: Variation levels of (a) the specific heat and (b) the thermal conductivity

In order to compare the simulation results with the experimental ones, the coil power must remain constant during the induction process. As COMSOL calculation is controlled by current intensity, not power, COMSOL was coupled with MATLAB to control the power by adjusting the coil current intensity. After every iteration, the coil power is calculated and compared to the target value. If this target value is not matched (with a tolerance of ± 0.5 kW), the current intensity in the coil is adjusted using a power ratio (power calculated/target power), and a new iteration is run. This operation is repeated until the target power value is reached. A convergence study has shown that 0.01s is an appropriate time step for such induction process. Figure 4 shows the evolution of the simulated coil current intensity and the resulting coil power during the 0.5s of the process. The power of the coil remains

constant during the heating process while the current intensity in the coil drops for the first 0.2s and starts to rise as the transformation takes place in the part (as shown later in this paper).

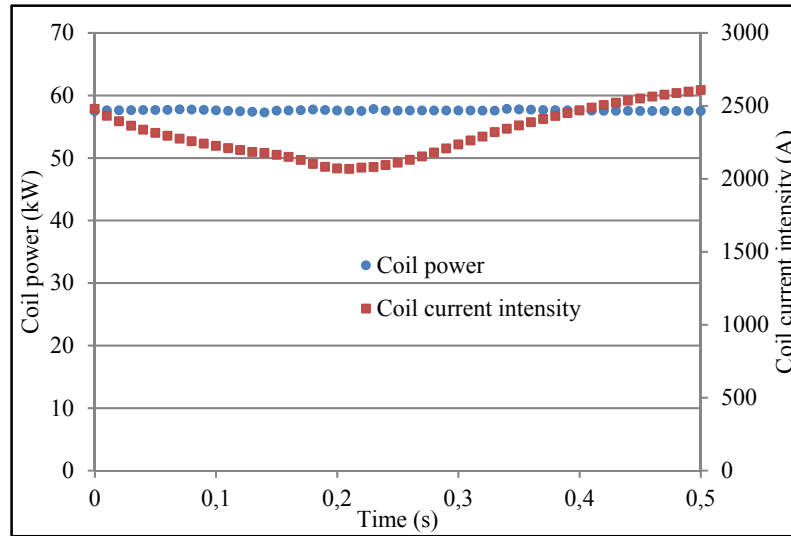


Figure 4: Simulated coil current intensity and coil power during a 0.5s induction heating

Temperature maps obtained from experimental tests using the lacquer method detailed in [5] were used. Contrary to other measurement techniques such as thermocouple, infrared pyrometer or camera, the temperature delay of this method is negligible and do not generate systematic artefacts in the assessment of temperature gradients. This allows fast induction heating processes to be efficiently documented and simulation models to be properly validated.

MATERIAL PROPERTIES EFFECT

The temperature predictions in an induction heated part are greatly influenced by the thermal and electromagnetic properties of the material. These properties depend on both the temperature and magnetic field intensity. The available data in the literature correspond to measurements done at thermodynamic equilibrium, that is to say, the heating is very slow which is not the case of induction heating (the heating rate is higher than 2000 °C/s). It is therefore necessary to adapt material properties to better describe the material behavior as function of temperature. To quantify the effect of the material properties variation on the predicted temperature, the temperatures at the edge (T_E) and middle (T_M) (see figure 1b) were determined by simulation for various material properties, allowing a sensitivity study to be performed.

A simulation plan was built using Taguchi orthogonal arrays method [6-7]. This method produces effective and robust designs and provides statistically significant information with a minimum number of simulations. Table 2 shows the L9 matrix that corresponds to a 4-factors 3-levels design. Temperatures T_E and T_M were determined for every simulation after 0.5s heating at constant power of 58kW.

Table 2: L9 simulation plan used for the material sensitivity study

Simulation	μ_r	σ	C_p	k	$T_E(^{\circ}C)$	$T_M(^{\circ}C)$
1	1	1	1	1	1047	1192
2	1	2	2	2	1025	1193
3	1	3	3	3	1007	1195
4	2	1	2	3	1089	1258
5	2	2	3	1	1057	1217
6	2	3	1	2	1127	1299
7	3	1	3	2	1101	1260
8	3	2	1	3	1161	1356
9	3	3	2	1	1119	1287

The results of the simulation tests were analyzed using two ANOVA statistical tools: the percentage contribution of each factor, which represents the portion of the total variation observed in the experiment attributed to this factor, and the average effects graph. Table 3 shows that the relative magnetic permeability is the property that affects the most the temperatures T_E and T_M with a contribution of 68% and 75%, respectively, justifying the proper characterization and calibration of this property for proper simulations. The heat capacity also affects the temperatures but its effect is limited to about 20%. The temperature at the edge is somewhat sensitive to thermal and electrical conductivity variations, whereas the variations of these factors have almost no effects on the temperature at the middle of the part. It is noteworthy that there are no interactions between factors since the error is zero.

Table 3: Percentage contribution of factors (no interactions between factors were found)

Characteristic	μ_r (%)	C_p (%)	k(%)	σ (%)	Error (%)
T_E	68.1	20.1	8.2	3.6	0
T_M	75.2	23.5	1.1	0.2	0

The average effects graphs presented in figure 5 confirm similar conclusions. The temperature at the edge (T_E) is affected by all four factors variations at different degrees, while the temperature at the middle (T_M) is mainly affected by the relative magnetic permeability and the heat capacity. Both temperatures are very sensitive to the relative magnetic permeability variations.

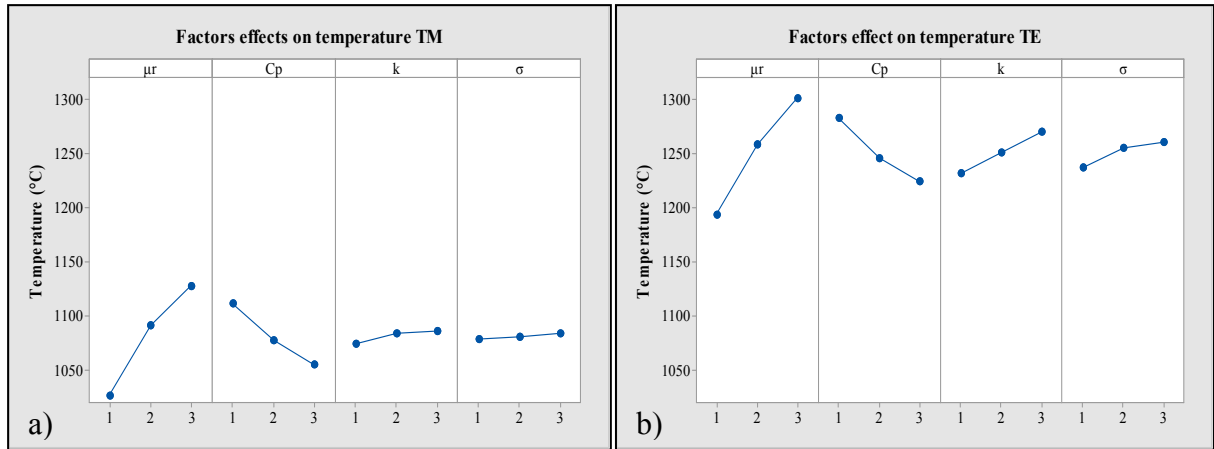


Figure 5: Average effects of factors on T_M (a) and on T_E (b)

EXPERIMENTAL VALIDATION

In order to match temperature measurements obtained from experimental tests, the material properties versus temperature were coherently adjusted to the expected transformation temperatures and the values for temperatures higher than the austenitic transformation A_{c3} were optimised carefully (practically, the heat capacity because it is one of the parameters that affect the most the obtained results). Figure 6 shows simulation results and experimental measurements done on the upper surface of the heated disc [3], 5 isotherms are represented: 621 °C, 704 °C, 816 °C, 927°C, and 1038°C. A good match was found using the following properties values: the initial relative magnetic permeability was set to 10, A_{c1} and A_{c3} were set to 820°C and 950°C respectively, and the material properties were adapted for these temperatures. After the transformation temperature A_{c3} , the heat capacity and the thermal conductivity were set constant at 380 J/(kg.K) and 29 W/(m.K), respectively.

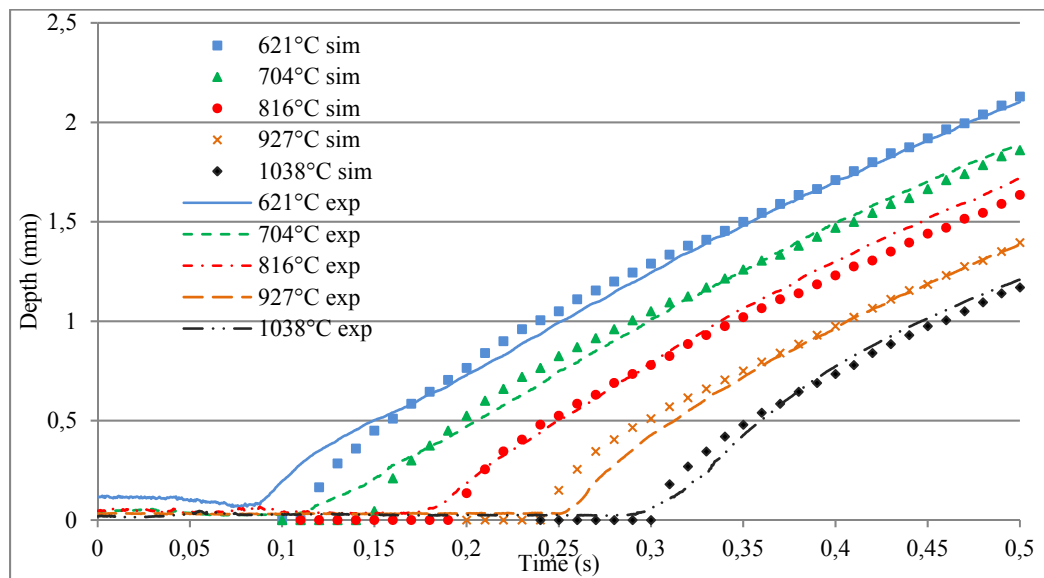


Figure 6: Evolution of the isotherms obtained by simulation and experiment at the upper surface

Figure 6 shows a small delay of about 0.03s in the priming of isotherms 621°C and 704°C obtained by simulation which may be explained by the fact that these temperatures are close to Curie temperature (775°C for the 4340 steel) and that the relative magnetic permeability curve may not be accurate. Figure 6 represents the evolution of the isotherms obtained by simulation at the middle plan of the heated disc.

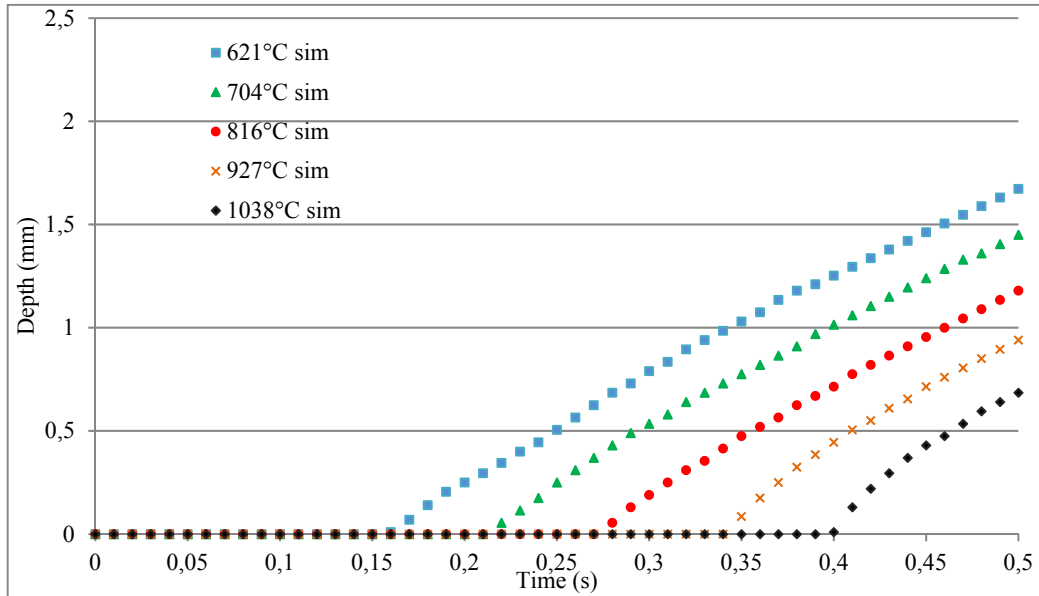


Figure 7: Evolution of the isotherms obtained by simulation at the middle plan

Temperatures at the middle plan are lower than the upper surface due to the electromagnetic edge effect. This explains the difference in priming times between figures 5 and 6 and the temperature difference at the end of the heating between T_E and T_M (about 170°C).

SUMMARY

The 2D axisymmetric model developed in this study was used to understand the effect of material properties on the behavior of the induction heating. The sensitivity analysis of the material properties showed that the relative magnetic permeability is the property that most significantly influences surface temperatures. It is then necessary to carefully calibrate the evolution of this property as a function of temperature and magnetic field intensity to obtain proper temperature predictions. The heat capacity also affects the temperature while the effects of thermal and electrical conductivity are rather low. Finally, by adjusting the material thermal properties, a good match was found between simulation results and temperature measurements at five different temperatures.

REFERENCES

- [1] Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R., Black, M. (2003). *Handbook of Induction Heating*. Marcell Dekker Inc., New York.
- [2] Rapoport, E., Pleshivtseva, Y., (2006). *Optimal Control of Induction Heating Processes*. CRC Press, Boca Raton.
- [3] Candeo, A., Ducassy, C., Bocher, P., Dughiero, F. (2011). Multiphysics Modeling of Induction Hardening of Ring Gears for the Aerospace Industry. *IEEE Transactions*, vol.47, no.5, 918-921.
- [4] Ivanov, D., Asperheim, J.I., Markegård, L. (2015). Residual Stress Distribution in Induction Hardened Gear. *28th ASM Heat treating society conference*, 29-34.
- [5] Larregain, B., Vanderesse, N., Bridier, F., Bocher, P., Arkinson, P. (2013). Method for accurate surface temperature measurements during fast induction heating. *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 22, n° 7. 1907-1913.
- [6] Ross, P.J. (1988). Taguchi techniques for quality engineering, McGraw-Hill, New York.
- [7] Barka, N., El Ouafi, A., Bocher, P., Brousseau, J. (2013). Effects of Material Properties for Non-Equilibrium Conditions in Induction Heating Process, *Advanced Materials Research* Vol 664, 496-503

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Andrews, K. 1965. *Empirical formulae for the calculation of some transformation temperatures*. JISI, vol. 203, 721-727 p.
- ASM Handbook. 2000. *Heat treating*. Volume 4.
- Blut, Grégory. 2010. *Effet de la géométrie sur les paramètres du générateur et le profil de dureté lors d'une chauffe par induction : expérience et simulation*. Montréal, École de technologie supérieure.
- Box G.E.P., Hunter W.G., Hunter J.S. 1978. *Statistics for Experimenters*. Wiley & Sons.
- Callister, William D. Jr, et David G. Rethwisch. 2008. *Fundamentals of materials science and engineering*. 879 p.
- Candéo, A., Ducassy, C., Bocher, P., Dughiero, F. 2011. *Multiphysics Modeling of Induction Hardening of Ring Gears for the Aerospace Industry*. IEEE Transactions, vol.47, no.5, 918-921 p.
- Ciccarone, Lorenzo. 2013. *Models and tests of induction contour hardening*. Padova, University of Padova.
- Constant, A., Henry, G. et Charbonnier, J-C. 1992. *Principes de base des traitements thermiques thermomécaniques et thermochimiques des aciers*. Ivry sur Seine (France): PYC Edition, 375 p.
- EFD Induction S.A. 2006a. *Équipement de chauffage par induction type RIMC G2 150 kW-300 kW*. Coll. 000978. EFD Induction S.A.
- EFD Induction S.A. 2006b. *Équipement de chauffage par induction type SINAC 400/600 MFC*. Coll. 120226V1. EFD Induction S.A.
- EFD Induction S.A. 2006c. *Équipement de chauffage par induction type SINAC 650/950 S MFC*. Coll. « Installation de chauffage par induction », 000981. EFD Induction S.A.
- Esteve, V., J. Jordan, E. J. Dede, E. Sanchis-Kilders et E. Maset. 2006. *Induction heating inverter with simultaneous dual-frequency output*. IEEE transactions. p. 1505-1509.
- Gleason, William. 2012. *Fuel cell technicians guide*. Cengage US. 7 p.
- Ida, Nathan. 2000. *Engineering electromagnetic*. Springer. 396 p.

- Ivanov, D., Asperheim, J.I., Markegård, L. 2015. *Residual Stress Distribution in Induction Hardened Gear*. 28th ASM Heat treating society conference, 29-34 p.
- Kawaguchi, H., M. Enokizono et T. Todaka. 2005. *Thermal and magnetic field analysis of induction heating problems*. Journal of materials processing technology, n°161, 193-198 p.
- Kchaou, M., D. Durand et D. Coupard. 2003. *Modélisation et optimisation de la trempe de contour des pièces dentées*. African journal of science and technology, vol. 4, no 2, 95-104 p.
- Kwun, H., et G. L. Burkhardt. 1987. *Effect of grain size, hardness, and stress on the magnetic hysteresis loops of ferromagnetic steels*. Journal of applied physics, vol. 61, no 4, 1576-1579 p.
- Lamb, H. 1883. *On electrical motions in a spherical conductor*. Philosophical Transactions of the Royal Society, vol. 174, 519-549 p.
- Larregain, B, Vanderesse, N, Bridier, Bocher, P, Arkinson, P, July 2013. *Method for accurate surface temperature measurements during fast induction heating*. Journal of material engineering and performance. vol. 12.
- Markegard, Leif. June 2009. *Optimized Properties of Car Components – an Explanation of How Residual Stress is created during Surface Hardening*. Conference in honour of prof. Bozidar Liscic. Dubrovnik, Croatia.
- Mills, A, 1992. *Heat transfer*.
- Misaka, Y., Y. Kiyosawa, K. Kawasaki et T. Yamazaki. 1997. *Gear contour hardening by micropulse Induction heating system*. Society of automotive engineers, p. 121-130.
- Nemkov, V. S., et C. Robert Goldstein. 2004. *Design principles for induction heating and hardening*. In. Vol. 15. Michigan (U.S.A.): induction technology center.
- Orlich, J., A. Rose et P. Wiest. 1973. *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle*. vol. 3-4.
- Ross P.J., *Taguchi techniques for quality engineering*, McGraw-Hill, New York, 1988.
- Rudnev, V., D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2003. *Handbook of induction heating*. Ohio: ASM International, 796 p.
- SAE International. 2007. *Norme AMS6414K*.

- Senhaji, A, Larregain, B, Vanderesse, N, Bocher, P, May 2016. *Temperature history modeling and validation of fast induction hardening process*. International conference on heating by electromagnetic sources, Padova, Italy.
- U.S. Department of Defense. 1998. Military Handbook, MIL-HDBK-5H: *Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures*, Knovel Interactive Edition. Coll. Low alloy steels.
- Zedler, T., A. Nikanorov et B. Nacke. 2008. *Investigation of relative magnetic permeability as input data for numerical simulation of induction surface hardening*. In international scientific colloquium. 119-126 p.